SWITCH GEARS

At the fifth edition, the author dedicate two volumes of *switch gears* used in the area of large currents.

In the first volume the author introduce to the reader the work principles for the switch gears. Also are presented calculation used to the determination of the thermic, electrodynamic and dielectric stresses.

In the second volume are presented the principles of the design and build-up of high and low tension illustrative switch gears. Also are presented the laboratory test methods.

Contents of this, second, volume:

8. Classification of the switch gears according to the nominal tension.
9. Low tension switch gears.
10. High tension switch gears.
11. Metal closed installations.
12. Network - switch gears interaction.
13. Electromechanical corelation.
14. Test producers.

The book is intend for instruction of college and university students and of industrial laboratory staff engaged in this class of work.

The author, Prof.Dr.Doc.Ing. G.Hortopan, has had the advantage being professor at Polytehnic University of Bucharest and associated in many branches of electrical industry research.

Editată cu sprijinul Ministerului Cercetării şi Tehnologiei
– Colegiul Consultativ pentru Cercetare Ştiinţifică
şi Dezvoltare Tehnologică –

G. HORTOPAN

APARATE ELECTRICE DE COMUTAŢIE

Ediţia a V-a, resistematizată şi dezvoltată

Volumul II: Aplicaţii

EDITURA TEHNICĂ
Bucureşti - 1996

Copyright © 1996, Editura Tehnică
Toate drepturile rezervate

EDITURA TEHNICĂ
P-ţa Presei Libere 1
33 Bucureşti, ROMÂNIA
cod 79738

Tehnoredactare computerizată: **Andreea Onofrei**
Tehnoredactor: **Victoria Ungureanu**
Coperta: **Simona Dumitrescu**
Machetare ilustraţii: **Cristina Baciu**
Redactor: ing. **Mircea Grosu**

Bun de tipar: 08.11.1996 Coli de tipar: 27,75
C.Z.U. 621.316
ISBN 973-31-0535-X
ISBN 973-31-0528-7

Prefaţă

Acest volum, de aplicaţii, *urmează volumului I, de* principii. *Sunt tratate aparatele de comutaţie, departajate — conform recomandărilor Comisiei Electrotehnice Internaţionale — în aparate de joasă şi de înaltă tensiune. Instalaţiile capsulate, izolate cu aer la presiune normală şi cu cele izolate cu gazul SF_6 sub presiune mai mare decât aceea normală, sunt prezentate complementar având în vedere că temele cu specific termic şi electrodinamic au fost dezvoltate, în capitolele corespunzătoare, în volumul I. În capitolul destinat corelării electromecanice se explică cum parametrii mecanici ai aparatelor de comutaţie condiţionează performanţele electrice ale acestor aparate. În capitolul destinat încercărilor electrice se prezintă principalele scheme de încercări, mai ales schemele de încercări sintetice. Date de natură fizică, privind materialele folosite în construcţia de aparate electrice de comutaţie, au fost prezentate în vol.I, sub formă de tabele şi diagrame.*

AUTORUL

Cuprins general

Volumul I: PRINCIPII

Prefaţă . . . 3
1. **Introducere** . . . 9
2. **Procese fundamentale de comutaţie** . . . 13
Probleme . . . 60
Anexe de calcul . . . 61
3. **Procese termice** . . . 68
Probleme . . . 134
Anexe de calcul . . . 136
4. **Forţe electrodinamice** . . . 137
Probleme . . . 185
Anexe de calcul . . . 187
5. **Forţe electromagnetice. Electromagneţi** . . . 192
Probleme . . . 261
Anexe de calcul . . . 261
6. **Contacte electrice** . . . 266
Probleme . . . 326
Anexe de calcul . . . 327
7. **Arcul electric în aparatele de comutaţie** . . . 335
Probleme . . . 391
Anexe de calcul . . . 393
Anexe generale . . . 398
Bibliografie . . . 415

Volumul II: APLICAŢII

8. **Clasificarea aparatelor de comutaţie după criteriul tensiunii nominale** . . . 9
9. **Aparate de comutaţie de joasă tensiune** . . . 15
10. **Aparate de comutaţie de înaltă tensiune** . . . 100
Anexe . . . 194
11. **Instalaţii capsulate** . . . 203
12. **Corelarea electromecanică** . . . 224
Probleme . . . 258
13. **Interacţiunea aparat-reţea** . . . 260
Probleme . . . 299
Anexe de calcul . . . 300
14. **Încercările aparatelor electrice** . . . 304
Anexe . . . 433
Bibliografie . . . 437

Cuprinsul volumului II

8. **Clasificarea aparatelor de comutaţie după criteriul tensiunii nominale** . . . 9
9. **Aparate de comutaţie de joasă tensiune** . . . 15
9.1. Contactorul electromagnetic . . . 15
9.1.1. Contactorul electromagnetic de curent alternativ . . . 16
9.1.2. Contactorul electromagnetic de curent continuu . . . 35
9.2. Întreruptorul de putere . . . 40
9.2.1. Întreruptorul compact . . . 43
9.2.2. Întreruptorul cu mare putere de rupere . . . 47
9.2.3. Întreruptorul limitator . . . 50
9.2.4. Aparatul integral . . . 56
9.2.5. Întreruptorul limitator de curent continuu . . . 58
9.3. Siguranţa fuzibilă de joasă tensiune . . . 66
9.3.1. Funcţionarea la scurtcircuit; caracteristica de limitare . . . 66
9.3.2. Funcţionarea la suprasarcină; caracteristica timp-curent . . . 76
9.3.3. Aplicaţie numerică . . . 77
9.4. Protecţia selectivă . . . 80
9.4.1. Siguranţa fuzibilă într-o reţea arborescentă . . . 81
9.4.2. Întreruptorul de putere într-o reţea arborescentă . . . 81
9.4.3. Siguranţa fuzibilă urmată de întreruptor de putere . . . 83
9.4.4. Siguranţa fuzibilă şi întreruptorul automat în instalaţii interioare . . . 83
9.4.5. Selectivitatea siguranţelor fuzibile într-o reţea buclată . . . 85
9.4.6. Siguranţa fuzibilă pentru protecţia intrinsecă a semiconductoarelor . . . 86
9.4.7. Protecţia împotriva punerilor la masă . . . 89
9.5. Comutaţia statică . . . 91
9.5.1. Comutaţia în curent continuu . . . 91
9.5.2. Comutaţia în curent alternativ . . . 95
9.5.3. Limite tehnico-economice . . . 98
10. **Aparate de comutaţie de înaltă tensiune** . . . 100
10.1. Întreruptorul de putere cu ulei puţin . . . 100
10.1.1. Volumul şi masa de gaze dezvoltate . . . 102
10.1.2. Camera de stingere . . . 104
10.1.3. Întreruptoare cu ulei puţin de medie tensiune . . . 109
10.1.4. Întreruptoare cu ulei puţin de înaltă tensiune . . . 110
10.2 Întreruptorul de putere cu aer comprimat . . . 117
10.2.1. Refularea arcului electric . . . 117
10.2.2. Viteza de intrare în ajutaj . . . 119
10.2.3. Rezistenţe de şuntare . . . 126
10.2.4. Întreruptorul de medie tensiune (la consumator) . . . 130
10.2.5. Întreruptorul de putere pentru generator . . . 131
10.3. Întreruptorul de putere cu SF_6 . . . 133
10.3.1. Principiul de stingere . . . 135
10.3.2. Soluţii constructive . . . 139
10.3.3. Tendinţe de dezvoltare . . . 144
10.4. Separatorul şi separatorul de sarcină . . . 145
10.4.1. Separatorul . . . 145
10.4.2. Separatorul de sarcină . . . 150
10.5. Contactorul şi întreruptorul de putere în vid . . . 155
10.5.1. Contactele electrice . . . 157
10.5.2. Contactorul în vid . . . 158
10.5.3. Supratensiuni de comutaţie . . . 164
10.5.4. Întreruptorul de putere în vid . . . 165
10.5.5. Aspecte tehnologice . . . 169
10.6. Siguranţe fuzibile de înaltă tensiune . . . 180
10.6.1. Funcţionarea la scurtcircuit . . . 180
10.6.2. Funcţionarea la suprasarcină . . . 184
10.6.3. Definiţii şi performanţe . . . 188
10.6.4. Scheme de protecţie şi comutaţie . . . 189
10.6.5. Calculul preliminar . . . 190
Anexa 10.1. Funcţionarea pompelor statice de vid . . . 194
Anexa 10.2. Vacuummetre . . . 198
Anexa 10.3. Spectrometrul magnetic de masă . . . 199
Anexa 10.4. Detectorul de găuri . . . 201
11. **Instalaţii capsulate** . . . 203
11.1. Instalaţii capsulate izolate cu aer la presiune atmosferică . . . 203

11.2. Instalaţii capsulate izolate cu hexafluorură de sulf (SF_6) . . . 206
11.2.1. Solicitări dielectrice . . . 207
11.2.2. Soluţii constructive pentru tensiuni înalte . . . 213
11.2.3. Soluţii constructive pentru tensiuni medii . . . 217
11.2.4. Teme de exploatare . . . 217
12. **Corelarea electromecanică** . . . 224
12.1. Mecanisme de acţionare . . . 225
12.1.1. Mecanisme cu acumulare de energie în resort . . . 226
12.1.2. Acţionarea pneumatică . . . 229
12.1.3. Acţionarea oleopneumatică . . . 233
12.1.4. Cinematica mecanismului bieă-manivelă . . . 236
12.1.5. Ecuaţia mişcării elementului mobil de contact . . . 237
12.1.6. Acţionarea aparatelor de comutaţie în vid . . . 239
12.2. Relee şi declanşatoare . . . 242
12.2.1. Lama bimetal ca senzor termic . . . 243
12.2.2. Releul termic cu bimetal . . . 249
12.2.3. Declanşatorul combinat al întreruptorului compact . . . 250
12.2.4. Declanşatorul electronic . . . 251
12.2.5. Protecţia la suprasarcină cu microprocesor . . . 252
Probleme . . . 258
13. **Interacţiunea aparat-reţea** . . . 260
13.1. Influenţa acumulatoarelor de energie asupra reuşitei unei întreruperi . . . 260
13.2. Deconectarea sarcinilor mici inductive . . . 263
13.2.1. Instabilitatea arcului electric . . . 263
13.2.2. Deconectarea transformatoarelor în gol . . . 266
13.2.3. Deconectarea motoarelor de înaltă tensiune . . . 272
13.3. Comutaţia liniilor electrice în gol . . . 274
13.3.1. Deconectarea liniilor în gol . . . 275
13.3.2. Conectarea liniilor în gol . . . 281
13.4. Defectul în linie şi defecte similare . . . 284
13.4.1. Defectul în linie (kilometric) . . . 284
13.4.2. Deconectarea unui scurtcircuit la bornele transformatorului . . . 291
13.4.3. Defectul evolutiv . . . 292
13.5. Deconectarea în opoziţie de fază . . . 292
13.6. Rolul întreruptoarelor în asigurarea stabilităţii . . . 296
Probleme . . . 299
Anexa 13.1. Deducerea factorilor de supratensiune k_{an}, k_{bn}, k_{ac}, k_{bc} . . . 300
Anexa 13.2. Rezolvarea problemelor 13.1...13.4 . . . 301
14. **Încercările aparatelor electrice** . . . 304
14.1. Stabilitatea dielectrică a izolaţiilor . . . 305
14.1.1. Categorii de supratensiuni . . . 305
14.1.2. Coordonarea izolaţiei . . . 309
14.1.3. Descărcătoare electrice . . . 311
14.1.4. Solicitarea izolaţiei . . . 321
14.1.5. Instalaţii pentru verificarea izolaţiilor . . . 325
14.2. Capacitatea de comutaţie . . . 331
14.2.1. Capacitatea de comutaţie a siguranţelor fuzibile . . . 331
14.2.2. Verificarea la uzură electrică a contactoarelor AC3 şi AC4 . . . 332
14.2.3. Capacitatea de comutaţie a întreruptoarelor de putere de joasă tensiune . . . 334
14.2.4. Capacitatea de comutaţie a întreruptoarelor de putere de înaltă tensiune . . . 336
14.3. Staţii de încercări de mare putere . . . 344
14.3.1. Staţii de încercări pentru aparatele de joasă tensiune . . . 344
14.3.2. Staţii de încercări directe pentru aparatele de înaltă tensiune . . . 353
14.3.3. Staţii de încercări sintetice pentru aparatele de înaltă tensiune . . . 358
14.3.4. Privire de ansamblu asupra încercărilor de comutaţie . . . 387
14.4. Echipament specific de măsurare . . . 389
14.4.1. Criterii de calitate . . . 389
14.4.2. Şuntul coaxial . . . 400
14.4.3. Divizorul de tensiune . . . 410
14.4.4. Adaptări . . . 418
14.4.5. Producerea excitaţiei treaptă . . . 420
14.4.6. Interferenţe . . . 422
14.4.7. Sisteme de măsurare folosite în staţiile de încercări de aparate de comutaţie . . . 430
Anexa 14.1. Electrodul triggerat al eclatorului din fig.14.68 . . . 433
Anexa 14.2. Simulator cu formator de impulsuri şi reglaj de fază . . . 435
Bibliografie . . . 437

8

Clasificarea aparatelor de comutaţie după criteriul tensiunii nominale

În primele şapte capitole ale lucrării, reunite în primul volum [8.7], sunt prezentate procesele de natură fizică care pot apărea la funcţionarea aparatelor electrice de comutaţie. Aceste procese fizice, în totalitate sau parţial, sunt comune oricărui aparat de comutaţie indiferent dacă el este de înaltă sau joasă tensiune.

Pentru a răspunde unei cerinţe cu caracter atât didactic, cât şi tehnic de a lua cunoştinţă de construcţia, funcţionarea şi dimensionarea aparatelor electrice, ca entităţi distincte, este necesar să se găsească un criteriu convenabil de clasificare.

Un criteriu esenţial de clasificare este *tensiunea nominală*, prin care se înţelege cea mai mare valoare a tensiunii reţelei (de curent continuu sau alternativ) în care este destinat să funcţioneze aparatul în regim nominal. Din acest punct de vedere atât standardele de stat, cât şi cele internaţionale clasifică aparatele de comutaţie în două mari categorii:

a) *Aparate de joasă tensiune*, cu tensiunea nominală mai mică sau cel mult egală cu 1000 V; $U_n \leq 1000$ V, [8.9].

b) *Aparate de înaltă tensiune*, cu tensiunea nominală mai mare de 1000 V; $U_n > 1000$ V, [8.3, 8.4].

La aparatele de curent alternativ tensiunea nominală este dată ca valoare efectivă. În cazul instalaţiilor de curent alternativ trifazat tensiunea nominală este considerată tensiunea între fazele liniei electrice. Departajarea aparatelor de comutaţie în cele două mari categorii se justifică şi prin aceea că în recomandările *Comisiei Electrotehnice Internaţionale* şi în standardele de stat, condiţiile tehnice şi metodele de încercare sunt grupate după departajarea menţionată: joasă tensiune, înaltă tensiune.

Valorile nominale ale tensiunilor şi ale gamelor de curenţi nominali sunt prezentate în tabelele următoare astfel:

* Tabelul 8.1, pentru tensiuni nominale la 50 Hz, curent alternativ;
* Tabelul 8.2, pentru tensiuni nominale uzuale în curent continuu;
* Tabelul 8.3, pentru curenţi nominali, la joasă şi înaltă tensiune.

Tabelul 8.1

Tensiuni nominale la 50 Hz, curent alternativ

Joasă tensiune[1)], [V]	24;36;48;110 sau 127;220 sau 250;380;660;1000
Înaltă tensiune[2)], [kV]	3,6;7,2;12;17,5;24;36;52;72,5;100;123;-145;170;245;300;362;420;525;765

[1)] STAS 553-80
[2)] CEI 56-1

Tabelul 8.2

Tensiuni uzuale în curent continuu

Joasă tensiune, [V]	24;48;110;125;220;250;400;800(1000)
Înaltă tensiune, [kV]	220 - 400 - 800

Tabelul 8.3

Curenţi nominali

Joasă tensiune[1,2)], [A]	2;4;6;10;16;25;40;63;80;100;125;160;2-00;250;315;400;630;800;1000;1250;160-0;2000;2500;3150;4000;5000;6000
Înaltă tensiune[2)], [A]	400;630;800;1250;1600;2000;2500;3150;-4000;5000;6000

[1)] STAS 553-80
[2)] CEI 56-1

În directă convergenţă cu cele două mari categorii menţionate de aparate sunt şi principiile de stingere ale aparatelor destinate a efectua comutaţia sub sarcină. Astfel, în aparatele de joasă tensiune arcul electric de comutaţie este relativ scurt în comparaţie cu arcul electric în aparatele de înaltă tensiune şi ca urmare principiile de stingere a arcului electric sunt diferite sau de nuanţă diferită. În procesul de stingere a arcului electric se urmăreşte să se extragă cât mai multă energie din coloana arcului electric, iar acestă să aibă o durată cât mai mică.

Notă: Aparatele de comutaţie de înaltă tensiune se împart, în limbajul tehnic curent, în următoarele tipuri:

a) de medie tensiune, cu $3,6 \leq U_n \leq 123$ kV
b) de înaltă tensiune, cu $150 \leq U_n \leq 420$ kV
c) de foarte înaltă tensiune, cu $U_n = 550$ kV
d) de extra înaltă tensiune, cu $U_n = 765...1000$ kV.

Principiile de stingere a arcului electric sunt prezentate succint, pe categorii de aparate de comutaţie, după cum urmează:

* În tabelul 8.4, pentru aparatele de joasă tensiune.
* În tabelul 8.5, pentru aparatele de înaltă tensiune.

Capitolele 9...14, destinate aplicaţiilor, necesită reprezentări schematice pentru urmărirea funcţionării şi construcţiei aparatelor de comutaţie. În tabelul 8.6 sunt prezentate principalele simboluri folosite în reprezentările de scheme electrice, în acord cu standardele de stat şi recomandările *Comisiei Electrotehnice Internaţionale*.

Tabelul 8.4

Principii de stingere a arcului electric în aparatele de joasă tensiune

Nr	Denumirea principiului de stingere	Descrierea principiului, paragraful (§), nr. figurii
1	Efectul de electrod	§ 4.2.4, fig.4.11, din volumul 1
2	Efectul de nişe	anexele 4.1 şi 4.2, din volumul 1
3	Efectul de electrod + efectul de nişe	§ 9.1, 9.2, fig.9.20, fig.9.26
4	Suflajul magnetic + contactul cu pereţii reci	§ 9.1.2, fig.9.14
5	Suflajul magnetic + efect de electrod + pereţi reci + efectul de buclă al căii de curent	§ 9.2.5, fig.9.3.2, 9.33, 9.34
6	Contactul cu material granulat, nisip de cuarţ	§ 9.3, fig.9.41, 9.54
7	Vidul avansat	§ 10.5, fig.10.51 dar $U_n \leq 1$ kV

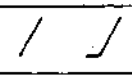
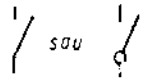
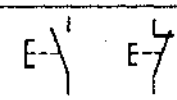
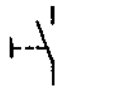
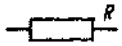
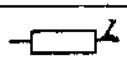
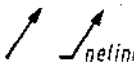
Tabelul 8.5

Principii de stingere a arcului electric în aparatele de înaltă tensiune

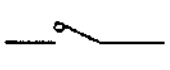
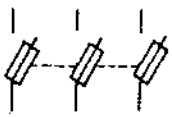
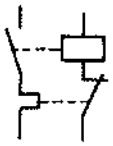
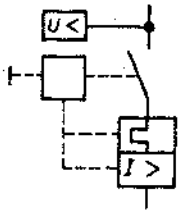
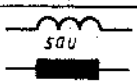
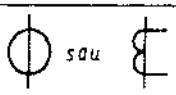
Nr	Denumirea principiului de stingere	Descrierea principiului, paragraful (§), nr. figurii
1	Expandarea şi jetul de ulei	$U_n = 3,6...24$ kV, § 10.1.3, fig.10.1,10.2,10.5 $U_n = 123...420$ kV, § 10.1.4, fig.10.3,10.8
2	Jetul de gaz cu aer comprimat	$U_n = 3,6...24$ kV, § 10.2.1,10.24, fig.10.17,10.22
3	Jetul de gaz cu SF_6	$U_n = 12...765$ kV, § 10.3.1,-10.3.2,10.3.3, fig.10.27,10.28,10.32
4	Material gazogen	$U_n = 3,6...24$ kV, § 10.4.2, fig.10.45
5	Paschen, vidul avansat	$U_n = 3,6...36$ kV, § 10.5, fig.10.51,10.53
6	Contactul cu material granulat, nisipul de cuarţ	$U_n = 3,6...36$ kV, § 10.6, fig.10.68

SIMBOLURI FOLOSITE ÎN SCHEMELE ELECTRICE

Tabelul 8.6

Denumirea	Simbolul	Denumirea	Simbolul
Curent continuu	— sau ⎓	Variabilitatea intrinsecă	
Curent alternativ	~	Poziție fixabilă	
Curent alternativ trifazat cu trei conductoare	3~50 Hz 400 V	Contact deschis	 sau
Conductor, linie	—	Contact normal închis	
Linie electrică cu marcarea numărului de conductoare	/// sau /3	Buton de acționare (nestabil)	 n.deschis n.închis
Legătură galvanică	● de ex.		
Clemă sau bornă	● sau ○	Contact (sau întreruptor) acționat manual	
Rezistor		Contact cu închidere în avans	
Impedanță		Contact cu deschidere în avans	
Variabilitate neintrinsecă	 neliniară		

Tabelul 8.6 (continuare)

Bobină de acționare		Contactor, reprezentare simplificată	
Separator		Întreruptor cu protecție termică și electromagnetică	
Întreruptor de putere		Siguranță fuzibilă	
Separator de sarcină		Separator tripolar cu siguranțe fuzibile	
Contactor cu releu termic		Bridă	
		Descărcător	
Întreruptor de putere cu declanșator termic, electromagnetic de tensiune minimă, cu acționare manuală		Inductivitate (bobină) în aer	 sau
		Inductivitate cu miez feromagnetic	
Acționare manuală în general		Transformator de curent	 sau

Tabelul 8.6 (continuare)

Transformator de tensiune şi transformator în general	sau	Redresor în punte
Autotransformator	sau	Element primar (pilă sau acumulator)
Diodă		Baterie de elemente primare
Diodă Zener		Convertor curent alternativ, curent continuu
Tiristor		Triac

9

Aparate de comutaţie de joasă tensiune

În această clasă sunt reprezentative aparatele:

* contactorul electromagnetic;
* contactorul static;
* întreruptorul de putere de tip selectiv şi de tip limitativ;
* siguranţa fuzibilă.

9.1. Contactorul electromagnetic

Contactorul electromagnetic este definit ca un aparat de comutaţie mecanică, acţionat altfel decât manual (electromagnetic), cu o singură poziţie de repaus, capabil să stabilească, să suporte şi să întrerupă curenţi nominali şi curenţi mai mari decât curenţii nominali, dar care apar în mod normal, cum sunt curenţii de pornire ai motoarelor electrice. Contactorul este destinat a efectua un număr mare de comutaţii în sarcină (spre exemplu 10^5....10^6) şi un număr încă mai mare de comutaţii fără sarcină (spre exemplu 10^7). După felul reţelei în care funcţionează, contactorul poartă denumirea de contactor de curent alternativ sau de curent continuu. Contactorul poate fi construit cu contactele principale normal deschise sau normal închise. În acest ultim caz aparatul se mai numeşte şi *ruptor*.

Contactul normal deschis este contactul care se află *deschis* când aparatul este în poziţie de repaus (în absenţa excitaţiei, adică în lipsa curentului în bobina de excitaţie a contactorului). Acest contact se va stabili, adică va deveni *închis*, la apariţia excitaţiei.

Contactul normal închis este contactul care se află închis când aparatul este în poziţie de repaus (absenţa excitaţiei). Acest contact se va deschide la apariţia excitaţiei.

Construcţia electromecanică. Din punct de vedere constructiv, contactorul este alcătuit din următoarele elemente:

a) organul motor, constituit dintr-un electromagnet;

b) polii principali, reprezentaţi prin căile de curent în bobine, contacte şi camera de stingere;

c) polii auxiliari, care cuprind borne şi contacte normal închise şi deschise necesare automenţinerii, semnalizării şi interblocajului;

d) carcasa aparatului ca suport material pentru elementele active de la punctele a, b, c.

9.1.1. Contactorul electromagnetic de curent alternativ

Se construieşte în două variante, şi anume: cu mişcare simplă de translaţie şi cu mişcare dublă de translaţie.

9.1.1.1. Contactorul cu mişcare simplă de translaţie. Schiţa de construcţie a acestui contactor este prezentată în fig.9.1. Organul motor este un

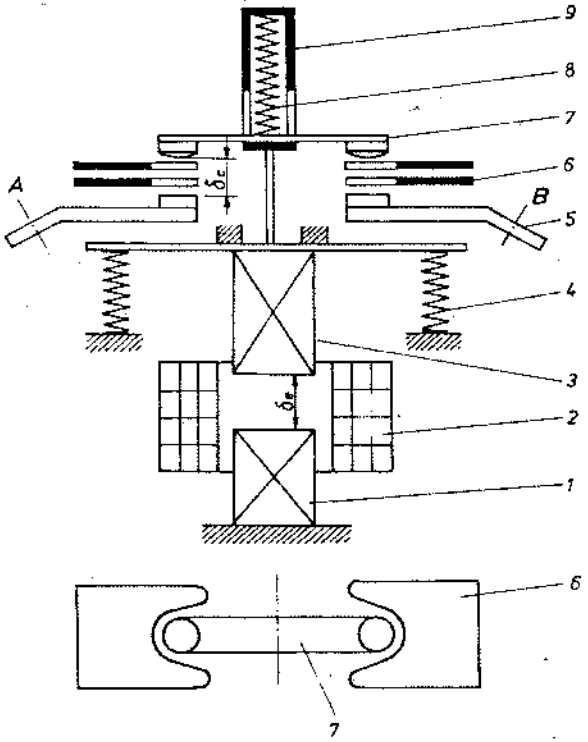


Fig. 9.1. Schiţa de construcţie a electromagnetului cu mişcare simplă de translaţie
A, B - bornele aparatului pentru un pol. Alte explicaţii în text.

electromagnet monofazat cu spiră în scurtcircuit (reperele *1, 2, 3*). Resorturile antagoniste *4* asigură starea de repaus. Pe calea de curent *5* sunt plasate elementul fix de contact şi una din borne. Calea de curent are două locuri de rupere, zone în care sunt plasate plăcile feromagnetice *6*. Piesele mobile de contact sunt lipite

(lare) pe puntea *7*. Resortul *8*, care asigură forţa de apăsare în contact, este plasat în caseta *9*. Funcţionarea aparatului rezultă din schiţa constructivă.

Camera de stingere. Principiul aplicat în construcţia camerei de stingere este *efectul de nişe* (v.§ 4.2.4, fig.4.11 din vol.1), asociat cu efectul de electrod. Prin efectul de nişe arcul electric, dezvoltat între piesele de contact, este introdus în camera de stingere şi apoi este divizat într-un număr de segmente egal cu numărul de intervale între plăcile feromagnetice sub forma literei V (reperul *6* din fig. 9.1). În acest mod apare *efectul de electrod*, adică de formare a căderilor de tensiune la anod şi catod, ca în fig.7.24 din vol. 1. Pentru arcul electric scurt, în acord cu relaţia Ayrton (7.106) din vol.1, tensiunea de ardere este:

$$U_a = n\,\alpha_i \tag{9.1}$$

unde: n este numărul de intervale între plăcile feromagnetice;
$\alpha_i \approx 25$ V - tensiunea pe interval;
U_a - tensiunea arcului electric.

Ca urmare, pentru a stinge arcul electric, ar fi necesar ca:

$$U_s < n\,\alpha_i \tag{9.2}$$

unde U_s este tensiunea sursei.

În realitate procesul de stingere este, pe de o parte, uşurat prin faptul că, în curent alternativ, curentul trece prin valoarea zero şi, pe de altă parte, îngreunat de apariţia tensiunii se restabilire, care are o amplitudine mai mare decât tensiunea sursei. În vederea determinării numărului de intervale între plăcile feromagnetice se acceptă unele ipoteze simplificatoare. Astfel se admite un regim inductiv ca în fig.9.2,*a* şi că tensiunea de arc are o valoare constantă din momentul separării pieselor de contact până la stingerea arcului electric, ca în fig.9.2,*b*. Unghiul φ_0, la care se produce separarea pieselor de contact, este aleator.

Ecuaţiile de funcţionare ale circuitului, cu originea în O_1, sunt:
în absenţa arcului electric:

$$U_s = L\frac{\mathrm{d}i_1}{\mathrm{d}t} \tag{9.3}$$

în prezenţa arcului electric:

$$U_s = L\frac{\mathrm{d}i_2}{\mathrm{d}t} + U_a \tag{9.4}$$

Prin scăderea lui (9.4) din (9.3) se obţine:

$$U_a = L\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}(i_1 - i_2) = L\frac{\mathrm{d}i_f}{\mathrm{d}t} \tag{9.5}$$

unde:

$$i_f = i_1 - i_2 = \frac{U_a}{L}t, \tag{9.6}$$

sau

$$i_2 = i_1 - \frac{U_a}{L}t = \hat{I}\sin(\omega t + \varphi_0) - \frac{U_a}{L}t \qquad (9.7)$$

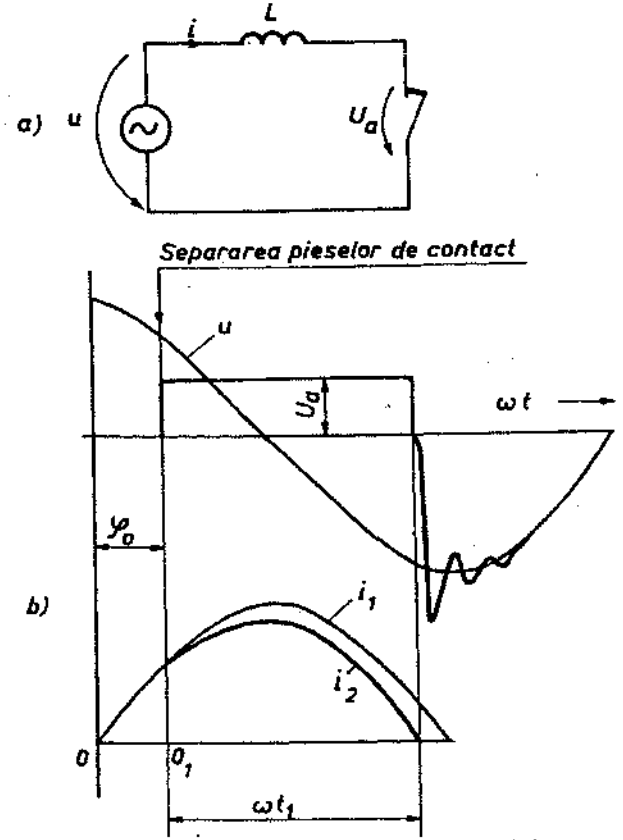


Fig. 9.2. Relativ la determinarea numărului de plăci feromagnetice:
a) schema electrică; b) diagramele mărimilor electrice.

Pentru a se aprecia valoarea tensiunii de restabilire este necesar să se cunoască momentul trecerii prin zero a curentului, pentru că în acest moment apare tensiunea de restabilire. În relaţia (9.7) $i_2 = 0$, sau

$$\hat{I}\sin(\omega t_1 + \varphi_0) = \frac{U_a}{L}t_1 \qquad (9.8)$$

din care rezultă:

$$\omega t_1 = \arcsin\frac{U_a}{\omega LI}\omega t_1 - \varphi_0 \qquad (9.9)$$

Cu $x = \omega t_1$ şi $\omega LI = U_n$, rezultă:

$$x = \arcsin\frac{U_a}{U_n}x - \varphi_0 \qquad (9.10)$$

Valoarea lui x se determină numeric, prin iteraţii. În acest moment (sau la acest unghi) tensiunea de restabilire are valoarea:

$$U_S = \hat{U}\cos(\omega t_1 + \varphi_0) \qquad (9.11)$$

În cazul regimului trifazat, cu neutrul izolat şi ţinând seamă de factorul de oscilaţie, tensiunea de restabilire pentru polul care întrerupe primul este:

$$\hat{U}_r = \frac{\gamma 1{,}5\sqrt{2}U_n\cos(\omega t_1 + \varphi_0)}{\sqrt{3}} \qquad (9.12)$$

cu valoarea maximă pentru $\omega t_1 + \varphi_0 = \pi$.

Pentru ca întreruperea să fie reuşită este necesar ca tensiunea de ţinere (de refacere a rigidităţii electrice) U_d să fie mai mare decât tensiunea de restabilire U_r, adică:

$$U_d > U_r \qquad (9.13)$$

Experimental se observă că tensiunea de refacere a rigidităţii dielectrice depinde de ionizarea de rest (la trecerea curentului prin zero) şi aceasta depinde de intensitatea curentului. Acest proces global poate fi raportat la intervalul i între două plăci feromagnetice:

$$U_{di} > U_{ri} \qquad (9.14)$$

Este de menţionat faptul că reuşita întreruperii depinde de factorul de oscilaţie γ, dar şi de frecvenţa proprie de oscilaţie. În instalaţiile de joasă tensiune această frecvenţă acuză valori relativ mari, fiind cuprinsă între 18 kHz şi 100 kHz [9.6].

Din motivele menţionate este necesar să se cunoască valori experimentale ale curentului limită întrerupt, în funcţie de tensiunea pe interval, după cum se indică în fig.9.3 [9.6], unde tensiunea este dată în valoare efectivă şi include efectul factorului de oscilaţie şi al frecvenţei tensiunii de restabilire. Pe baza diagramei din fig.9.3 numărul de intervale între plăcile feromagnetice se calculează cu relaţia:

$$n_i = k_n k_s \frac{1{,}5U_n}{U_{di}\sqrt{3}} \qquad (9.15)$$

unde s-a notat:
k_n - factorul de neuniformitate a repartizării tensiunii de restabilire pe interval; $k_n \approx 1{,}1$;
k_s - coeficient de siguranţă $k_s \approx 1{,}1$;
U_{di} - tensiunea pe interval din fig.9.3, în funcţie de curentul limită întrerupt;

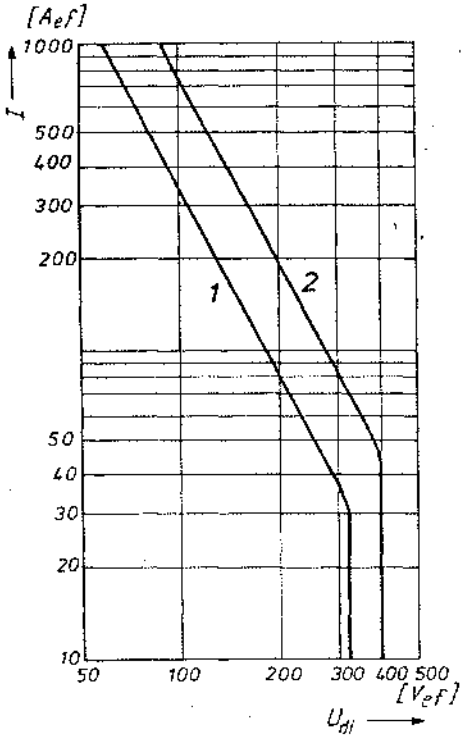


Fig. 9.3. Diagrama $I = f(U_{di})$, [9.6]:
1 - întrerupere dublă, I_n = 30 A, cos φ=0,4, Ag; *2* - întrerupere cuadruplă, I_n = 8 A, Ag-Cd (90/10).

U_n - tensiunea nominală a rețel (între faze).

Exemplu de calcul. Pentru un contactor AC3 cu I_n = 100 A şi U_n = 400 V se cere să se determine numărul de intervale între plăcile feromagnetice. Contactorul va întrerupe şi curentul de pornire al unui motor asincron, deci curentul limită va fi $I_l = 6\ I_n = 6 \times 100 = 600$ A. La acest curent, din diagramele fig.9.3 tensiunea U_{di} = 50 V, rezultă numărul de intervale:

$$n_i = 1{,}1 \cdot 1{,}1 \frac{1{,}5 \cdot 400}{50\sqrt{3}} \approx 9$$

deci numărul de plăci feromagnetice $n_p \approx 8$.

Notă. Contactoarele cu intensități nominale sub 25 A nu mai sunt echipate cu plăci feromagnetice.

Forța de atragere a arcului electric este dată de relația (4.41.b) din vol.1 corectată cu un factor care ține seamă că nișa, de forma literei V, nu este masivă ci întreruptă, datorită intervalelor între plăcile feromagnetice. Deci

$$F = 2k\mu_0 i^2 \frac{l}{\delta_0} \cdot \frac{h^2}{(2h-x)^2} \quad (9.16)$$

unde, în prima aproximație

$$k = \frac{grosimea\ unei\ plăci}{grosimea\ unei\ plăci + grosimea\ unui\ interval}$$

Diagrama forței rezistente. Această diagramă este prezentată calitativ în fig.9.4, în funcție de cursa δ_e a armăturii mobile a electromagnetului:

- segmentul $\overline{ab}$ reprezintă forța de comprimare a resorturilor *4*;

- segmentul $\overline{bc}$ corespunde comprimării, în continuare, pe parcursul cursei libere δ_c a contactelor;

- segmentul $\overline{cd}$ reprezintă un salt de forță, în momentul atingerii pieselor mobile

cu cele fixe ale contactelor, corespunzător precomprimării resorturilor *8* (câte unul pe fiecare pol);

- segmentul $\overline{de}$ este dat de comprimarea, în continuare, a resorturilor *4* şi *8* pe parcursul δ_i a armăturii mobile a electromagnetului, piesele de contact fiind în atingere.

Notă. În fig.9.4 nu s-au reprezentat forțele corespunzătoare contactelor auxiliare.

În § 5.4.4 din vol.1 s-a tratat regimul dinamic al electromagnetului de curent alternativ, cu considerarea simultană a ecuațiilor care descriu comportarea electrică şi mecanică a electromagnetului, ca organ motor, al unui contactor.

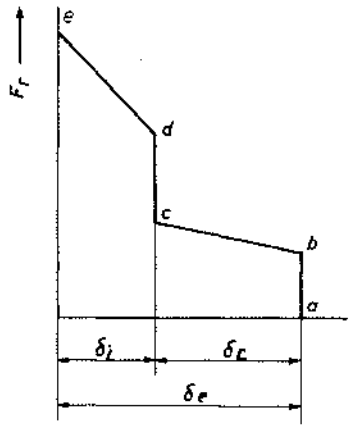


Fig.9.4. Diagrama forței rezistente a contactorului cu mişcare simplă de translație.

9.1.1.2. Contactorul cu mişcare dublă de translație. Pentru intensități mai mari ale curentului nominal, 100...400 A, masele în deplasare fiind mai mari, energia cinetică corespunzătoare este importantă. În aceste cazuri este necesar să se diminueze viteza de închidere a contactului, iar cinematica aparatului comportă o mişcare de translație dublă: a contactelor şi a electromagnetului.

Schița cinematică a unui asemenea contactor este indicată în fig.9.5. Un pol al aparatului este reprezentat prin conductoarele *1*, *2*, pe care sunt plasate contactele fixe şi bornele aparatului *A*, *B*. Pe puntea conductoare *3* sunt plasate contactele mobile. În caseta *4* se află resortul precomprimat *5*. Electromagnetul de acționare este figurat prin armătură mobilă *7*, bobina *8* şi armătura fixă *9*. Transmiterea mişcării de la armătura mobilă *7* la puntea *3* cu contactele mobile se realizează prin sistemul de pârghii *12*, *11*, *10*. Resortul precomprimat *6* asigură forța F_{r1}, necesară menținerii contactorului deschis.

Dacă se face abstracție de frecări, se scrie egalitatea de momente:

$$F_e l_1 \cos\alpha = F_1 l_2 \cos\alpha \quad (9.17)$$

unde F_1 este forța care acționează în direcția pârghiei *10*, iar F_e este forța dezvoltată de electromagnet.

În poziția închis $\alpha \approx 0$, iar constructiv $l_1 = 2l_2$; din relația (9.17) se scoate:

$$F_1 = 2F_e \quad (9.18)$$

Rezultă astfel că forța care acționează asupra pârghiei *10*, solidară cu contactele mobile, este aproximativ de două ori mai mare decât forța dezvoltată de electromagnet.

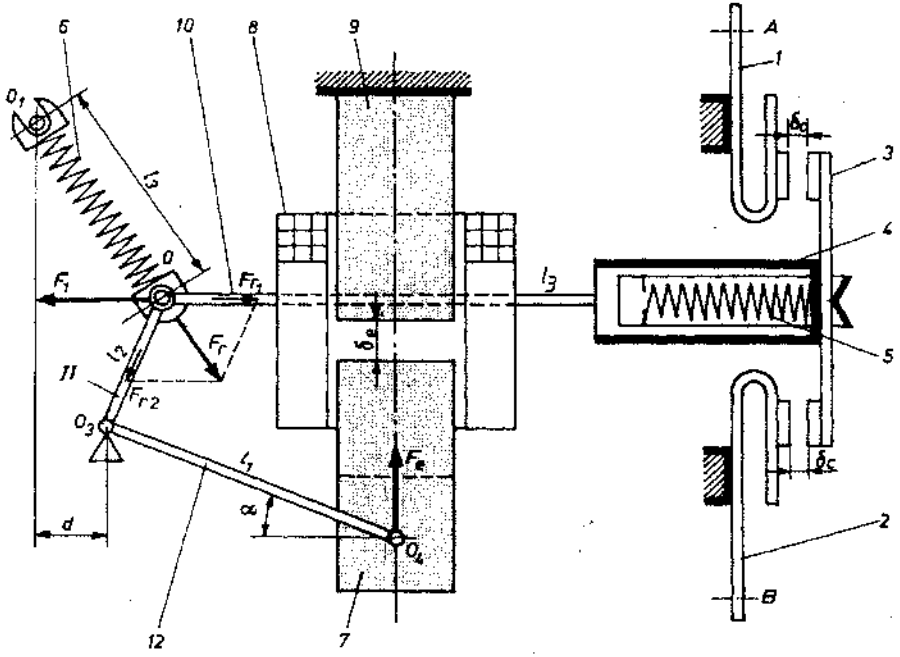


Fig. 9.5. Cinematica contactorului cu mişcare dublă de translaţie.

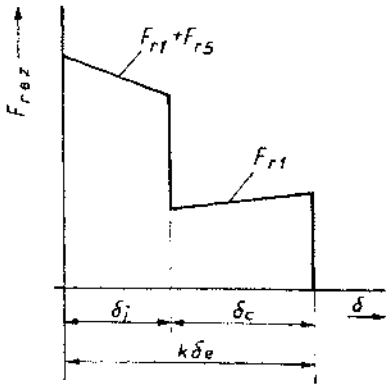


Fig. 9.6. Diagrama forţei rezistente a contactorului cu mişcare dublă de translaţie.

Din cauza raportului $k \approx l_2/l_1 = 0{,}5$ rezultă că şi viteza contactelor mobile v_c este aproximativ egală cu jumătate din viteza de deplasare a armăturii mobile a electromagnetului.

Energia cinetică a maselor de mişcare $\frac{1}{2}mv_c^2$ se reduce aproximativ la un sfert din aceeaşi energie în situaţia contactorului cu mişcare simplă de translaţie. Alt rezultat favorabil se obţine prin realizarea unui acord mai bun între forţa rezistentă F_{r1} şi forţa F_l dezvoltată de electromagnet după direcţia tijei *10*. Se observă astfel că forţa F_{r1} scade odată cu deplasarea tijei *10*, ceea ce înseamnă că valoarea componentei F_{r1} după direcţia tijei *10* se micşorează odată cu închiderea contactorului. Lipsa excesului de energie la închiderea contactorului are, în cele din urmă, drept rezultat mărirea duratei de viaţă a contactorului.

În fig.9.6 este dată diagrama forţei rezistente F_{rez} a contactorului cu mişcare dublă de translaţie. F_{r5} este forţa de rezistenţă dată de resortul *5*.

Calea de curent şi camera de stingere. După cum se vede în fig.9.5, calea de curent, în zona contactelor, este contorsionată, în vederea formării unei bucle (litera V) la apariţia arcului electric şi deci în vederea împingerii arcului electric în camera de stingere. Aceasta este formată din plăci feromagnetice cu nişă simplă ca în fig.9.7,*a*, sau cu nişă multiplă, ca în fig.9.7,*b*.

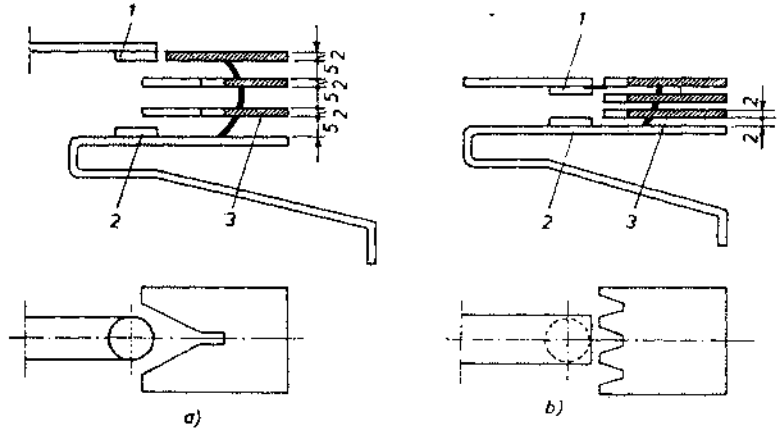


Fig. 9.7. Calea de curent şi camere de stingere cu efect de electrod la contactorul cu mişcare dublă de translaţie:

a) cu nişe simple; *b*) cu nişe multiplă: *1, 2* - piese de contact; *3* - placă feromagnetică.

Schema electrică. În execuţie normală contactorul nu este aparat de protecţie. Dacă însă în serie cu polii principali se conectează un bloc de relee termice, contactorul îndeplineşte şi funcţia de aparat de protecţie contra suprasarcinilor. În fig.9.8 este dată schema electrică a contactorului cu relee de protecţie. Acţionarea aparatului se efectuează cu ajutorul butonului dublu de comandă *I* (închide), *O* (deschide). Polii principali sunt marcaţi cu reperele *1, 2, 3*. Contactul de reţinere *4* este conectat în paralel cu butonul *I*. Contactul *8*, comandat de releul de protecţie termică R_t, întrerupe circuitul de alimentare al bobinei *B* la depăşirea unei suprasarcini prescrise. Polii auxiliari *5, 6, 7* sunt utilizaţi în scop de semnalizare a poziţiei contactorului sau pentru blocaj electric.

Pentru a proteja instalaţia, inclusiv contactorul cu releul său termic, împotriva efectelor curentului de scurtcircuit, în amonte se aşează siguranţe fuzibile.

În varianta din fig.9.8,*a* bobina de acţionare este alimentată în curent alternativ, iar în varianta din fig.9.8,*b* este alimentată în curent continuu.

În acest caz în poziţia închis curentul din bobina *B* este diminuat prin introducerea rezistenţei economizoare *RE* în circuitul de excitaţie, cu ajutorul

contactului *10(B)* normal închis. Acest montaj este justificat prin faptul că un electromagnet de curent continuu dispune de exces de forţă în poziţia atras.

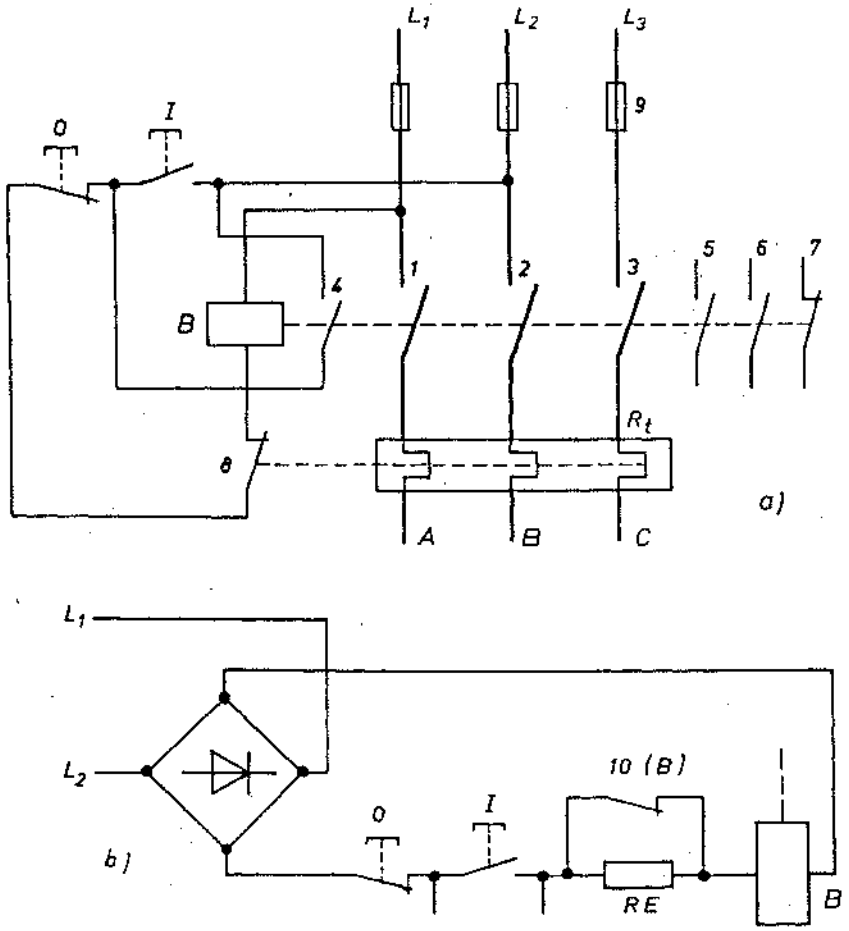


Fig. 9.8. Schema electrică a contactorului electromagnetic:
a) alimentare în curent alternativ; *b*) alimentare în curent continuu cu rezistenţă economizoare.

Construcţia electromecanică. În fig.9.9 se prezintă construcţia unui contactor cu mişcare dublă de translaţie. Reperele de poziţionare a principalelor componente sunt aceleaşi ca în fig.9.5. În camera de stingere *13* se efectuează o dublă întrerupere. Plăcile metalice *14*, cu ajutorul cărora se fragmentează arcul electric, variază ca număr şi dimensiuni, în funcţie de curentul nominal şi regimul de lucru al contactorului. În acest sens în tabelul 9.1 sunt indicate unele date pentru camerele de stingere construite la întreprinderea Electroaparataj.

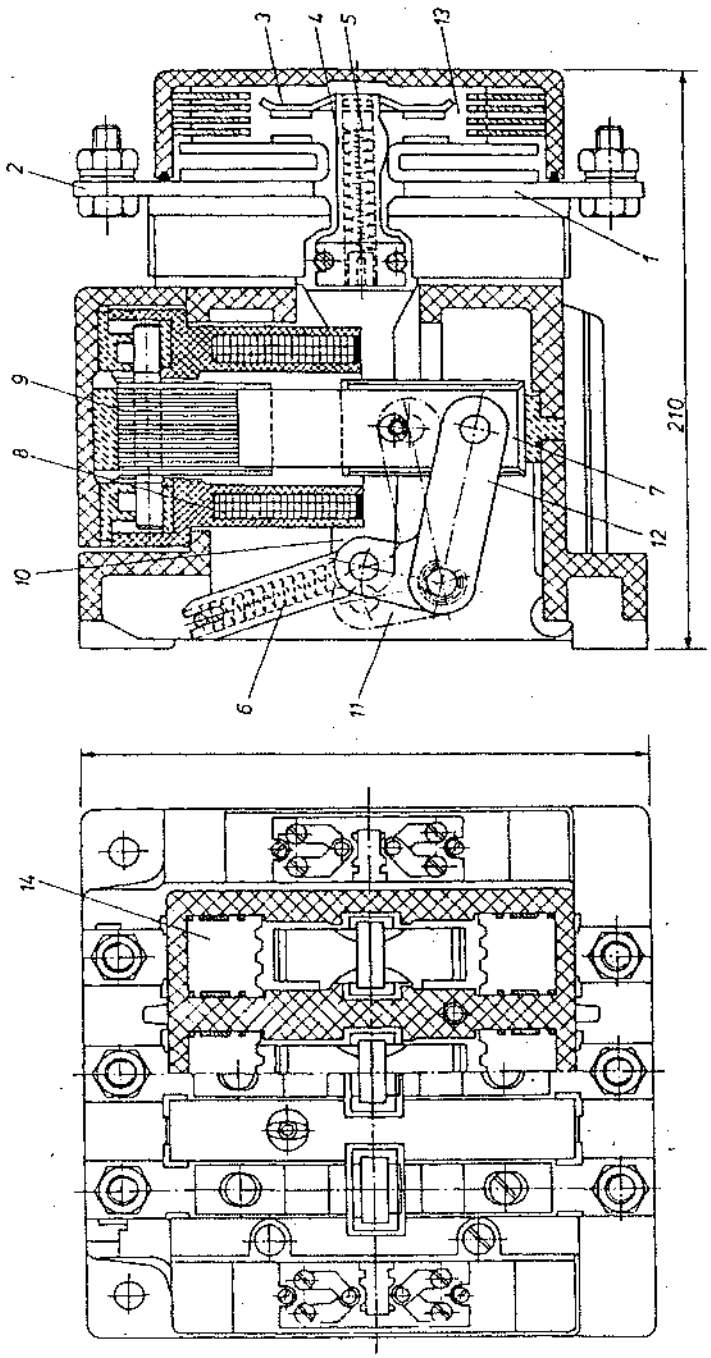


Fig.9.9. Desen de construcţie pentru contactorul cu mişcare dublă de translaţie.

Tabelul 9.1

Camerele de stingere ale contactorului de tip AC 3, 500 V

Curentul nominal I_n, [A]	Volumul[1] camerei de stingere, [cm^3]	Nr.total al plăcilor pe pol	Grosimea unei plăci, [mm]	Materialul plăcii şi tratamentul	Materialul contactului
125	334	8	1,5	Ol zincat pasivizat	Ag-CdO
200	566	8	2		
250	788	8	2		
400	1500	10	2		

[1] Pentru trei poli, fără nervurile de separaţie între poli.

9.1.1.3. Vibraţia armăturii în regim permanent. Electromagnetul contactorului de curent alternativ este supus tendinţei de vibraţie ca urmare a faptului că, pe un anumit interval de timp, forţa antagonistă a resorturilor întrece, ca valoare, forţa dezvoltată de electromagnet. La întrefier minim, în acord cu subcap.5.4, vol.1, variaţia forţei dezvoltate de electromagnet are aspectul global din fig.9.10, unde s-a notat:

B - valoarea de vârf a forţei oscilante;
A - forţa medie;
$A + B$ - forţa maximă;
$F_{min} = A - B$ - forţa minimă;
CX_0 - forţa cumulată a resorturilor antagoniste şi de asigurare a presiunii pe contacte;
C - constanta resortului echivalent;
X_0 - deformaţia (săgeata) resortului echivalent.

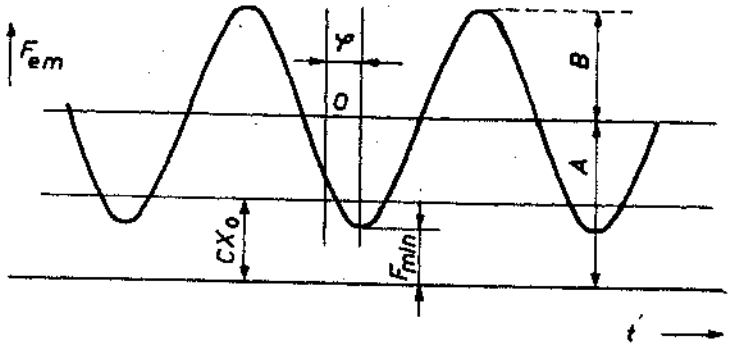


Fig. 9.10. Variaţia forţei dezvoltate de electromagnetul de acţionare.

Pentru a elimina complet vibraţia electromagnetului este necesar ca oricând $CX_0 < A - B$. În practică nu se întâlneşte această situaţie, ci dimpotrivă $CX_0 > A - B$, urmărindu-se realizarea, în mod economic, a unei presiuni mai mari pe contacte şi a unei viteze mari de deschidere a contactorului.

Dar dacă $CX_0 > A - B$, electromagentul este supus tendinţei de vibraţie, adică armătura mobilă va fi, în mod periodic, atrasă şi respinsă faţă de armătura fixă, ceea ce produce un zgomot de frecvenţă dublă faţă de frecvenţa curentului de excitaţie a bobinei [9.10].

Dacă contactorul se închide la orice fază a tensiunii de excitaţie a bobinei nu există pericolul eliberării ulterioare a armăturii mobile ca urmare a situaţiei $CX_0 > A - B$. Închiderea contactorului are loc în 1...3 semiperioade, în funcţie de intensitatea nominală a curentului şi deci, în funcţie de masa armăturii mobile.

În fig.9.11 se arată oscilograma curentului din bobina de excitaţie a unui contactor TCA-60 pentru trei valori ale unghiului ψ de stabilire a curentului în bobina de excitaţie şi anume: a - $\psi = 0°$; b - $\psi = 90°$; c - $\psi = 180°$. Momentul stabilirii întrefierului minimal este marcat de o discontinuitate în curba curentului.

Modelul cinematic al contactorului este prezentat în fig.9.12. Masa m a armăturii mobile se află sub acţiunea forţei F_{em} dezvoltate de electromagnet şi a forţei $C(X_0 - x)$, dezvoltate de resortul antagonist echivalent. Cu x s-a notat distanţa instantanee între armătura fixă şi cea mobilă. S-a neglijat forţa de frecare. Trebuie subliniat faptul că pentru forţa F_{em}, dezvoltată de electromagnet, se cunoaşte valoarea instantanee la întrefier minimal şi că această forţă suferă modificări importante în expresia ei, dacă întrefierul ia o valoare mai mare decât aceea a întrefierului minimal. În calculele ce urmează, pentru simplificarea problemei şi scoaterea în evidenţă a fenomenelor de bază, s-a admis că forţa F_{em} nu depinde de cota x.

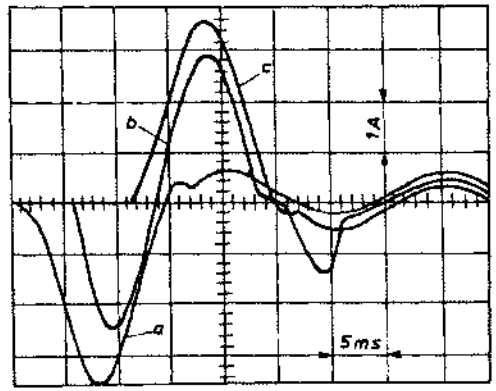


Fig. 9.11. Oscilogramele de curent la fazele de închidere.
a - $\Psi = 0°$, b - $\Psi = 90°$, c - $\Psi = 180°$.

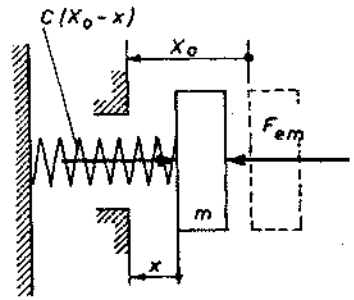


Fig. 9.12. Modelul cinematic al contactorului.

În aceste condiţii, ecuaţia mişcării armăturii mobile este dată de relaţia:

$$A - B\cos(\Omega t - \varphi) = m\frac{d^2x}{dt^2} + C(X_0 - x) \qquad (9.19)$$

cu condiţiile la limită $\dot{x}(0) = 0$ şi $x(0) = 0$. Mişcarea începe în momentul în care $CX_0 = F_{em}$ şi deci când, în fig.9.13, $\varphi = \arccos[(A - CX_0)/B]$.

Soluţia în domeniul imaginii Laplace a ecuaţiei (9.19) este:

$$\mathcal{L}x = \frac{A - CX_0}{p(p^2 - \Omega_0^2)m} - \frac{B\cos\varphi}{m}\cdot\frac{p}{(p^2+\Omega^2)(p^2-\Omega_0^2)} - \frac{B\Omega\sin\varphi}{m}\cdot\frac{1}{(p^2+\Omega^2)(p^2-\Omega_0^2)} \qquad (9.20)$$

cu $\Omega_0^2 = C/m$ şi $\Omega = 2\pi f$, unde f este frecvenţa componentei periodice a forţei dezvoltate de electromagnet.

Soluţia în domeniul original descrie mişcarea armăturii mobile:

$$x = \alpha(\mathrm{ch}\Omega_0 t - 1) + \beta(\cos\Omega t - \mathrm{ch}\Omega_0 t) + \gamma(\sin\Omega t - \frac{\Omega}{\Omega_0}\mathrm{sh}\Omega_0 t) \qquad (9.21)$$

cu notaţiile:

$$\alpha = \frac{A - CX_0}{m\Omega_0^2}\ ;\ \beta = \frac{B\cos\varphi}{m(\Omega^2+\Omega_0^2)}\ ;\ \gamma = \frac{B\sin\varphi}{m(\Omega^2+\Omega_0^2)} \qquad (9.22)$$

Aplicaţie. Cu ajutorul soluţiei din relaţia (9.21) s-a calculat deplasarea armăturii la un contactor TCA-63 în două ipoteze, şi anume $\varphi = 19{,}28°$ şi $\varphi = 40°$.
Valorile caracteristice ale forţelor active şi rezistente au fost:

$A = 163{,}62$ N;
$B = 140{,}97$ N;
$CX_0 = 30{,}86$ N pentru $\varphi = 19{,}28°$ şi 55,93 N pentru $\varphi = 40°$.

În fig.9.13 s-au reprezentat grafic curbele forţelor dezvoltate de electromagnet şi corelat cu acestea, deplasările corespunzătoare. Se constată că pentru $\varphi = 9{,}28°$ durata deplasării este de aproximativ 2,5 ms, iar amplitudinea de 0,037 mm, adică ceva mai mică decât valoarea întrefierului tehnologic care se consideră a fi 0,05 mm. Pentru $\varphi = 40°$ şi deci caz în care forţa CX_0 depăşeşte de două ori valoarea forţei minime, durata deplasării este de aproximativ 5 ms, iar amplitudinea de 0,422 mm.

Pentru amplitudini ale deplasării care depăşesc 0,5 mm, sau chiar mai puţin, este necesar să se facă corecţii asupra forţelor dezvoltate de electromagnet; din relaţia (5.141), din volumul I, care indică unghiul de defazaj α între inducţiile din ariile ecranată şi neecranată

$$\mathrm{tg}\,\alpha = \frac{\omega A_2 \mu_0}{\delta R_2} \qquad (9.23)$$

rezultă că α este sensibil influenţat de valoarea întrefierului δ. Astfel, dacă la

întrefierul minimal $\delta_0 = 0{,}05$ mm, $\alpha \approx 53°$, la întrefierul $\delta = 10\,\delta_0 = 0{,}5$ mm, rezultă $\alpha \approx 7{,}5°$, adică inducţiile nu mai sunt defazate între ele în mod sensibil.

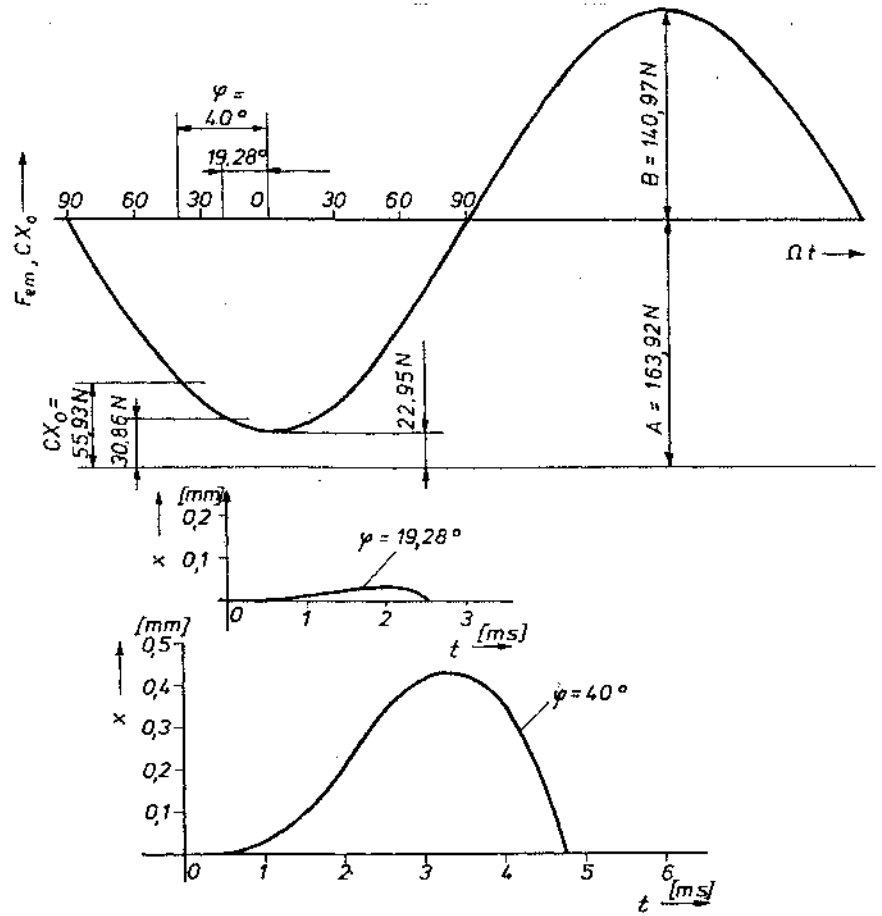


Fig. 9.13. Forţa (calculată) dezvoltată de electromagnetul contactorului TCA-63 şi deplasarea armăturii mobile.

Dacă α, şi deci $\cos\alpha = k$, intervine în expresiile forţelor medii, maxime şi minime dezvoltate de electromagnet, corecţia menţionată apare necesară.

O corecţie asupra forţelor dezvoltate de electromagnet, ca urmare a faptului că inducţiile magnetice în întrefier nu sunt mărimi sinusoidale, poate fi făcută, dar în zona inducţiilor mici corecţia nu este semnificativă.

Forţa antagonistă CX_0 poate fi mai mare decât forţa minimă dezvoltată de electromagnet, dar nivelul zgomotului produs rămâne factorul determinant în alegerea raportului CX_0/F.

9.1.1.4. Regimul dinamic (tranzitoriu). Pentru curenţi nominali ai contactoarelor de joasă tensiune cuprinşi între 10 şi 400 A, durata regimului tranzitoriu a deplasării armăturii electromagnetului ca organ motor al contactorului este de 1 - 3 semiperioade. În oscilogramele din fig.9.11 se poate constata, după amplitudinea curentului absorbit de bobina de excitaţie, că durata regimului tranzitoriu este de 1 - 2 semiperioade. Această durată are un caracter aleator, fiind în strânsă dependenţă de faza iniţierii curentului în bobina de excitaţie.

Caracterizarea regimului dinamic, prin valorile tranzitorii ale curentului, vitezei şi cursei contactelor, este posibilă prin rezolvarea unui sistem simultan de ecuaţii diferenţiale, după cum s-a arătat în § 5.4.4 din vol.1.

Tabelul 9.2

Categorii de utilizare

Curentul	Categoria	Aplicaţia specifică
Alternativ	AC-1	Sarcini neinductive sau slab inductive: cuptoare cu rezistenţe
	AC-2	Motoare cu colivie: pornire, întrerupere
	AC-3	Motoare cu colivie: întreruperea motoarelor lansate[1)]
	AC-4	Motoare cu colivie: pornire, inversare de mers, mers prin impulsuri
	AC-5a	Comanda lămpilor cu descărcare
	AC-5b	Comanda lămpilor cu incandescenţă
	AC-6a	Comanda transformatoarelor
	AC-6b	Comanda bateriilor de condensatoare
	AC-7a	Sarcini uşor inductive pentru aparate casnice
	AC-7b	Motoare pentru aparate casnice
	AC-8a	Comanda motoarelor de compresor pentru frigider cu rearmare manuală după declanşare la suprasarcină[2)]
	AC-8b	Comanda motoarelor de compresor pentru frigider cu rearmare automată după declanşare la suprasarcină
Continuu	DC-1	Sarcini neinductive sau slab inductive
	DC-3	Motoare derivaţie: pornire, inversare de mers, mers prin impulsuri
	DC-5	Motoare serie: pornire, inversare de mers, mers prin implusuri
	DC-6	Comanda lămpilor cu incandescenţă

[1)] Şi pentru mers prin impulsuri, cel mult cinci pe minut şi nu mai mult de 10 pe o durată de 10 minute.

[2)] Motorul şi compresorul fiind în execuţie capsulată.

9.1.1.5. Categorii de utilizare. Contactoarele electromagnetice sunt clasificate internaţional (CEI, recomandarea 158/1) şi prin standardele de stat (STAS 4479-74) după categoria de utilizare, ca în tabelul 9.2.
Fiecărei categorii de utilizare îi corespund condiţii tehnice prin care se stabileşte sarcina comutată, după cum arată tabelul 9.3 pentru contactoare de curent alternativ şi tabelul 9.4 pentru contactoare de curent continuu [9.4]. Standardele mai prevăd şi clasa de uzură prin care se precizează durata relativă de conectare şi numărul de conectări pe oră.

Tabelul 9.3

Capacitatea de închidere şi de deschidere la contactoarele de curent alternativ

Categoria	Condiţii de închidere şi de deschidere					
	I_c / I_e	U_r / U_e	cos φ	Durata trecerii curentului* [s]	Durata de pauză [s]	Numărul de cicluri de manevră
AC-1	1,5	1,05	0,8	0,05	*	50
AC-2	4,0*	1,05	0,65*	0,05	*	50
AC-3*	8,0	1,05	*	0,05	*	50
AC-4*	10,0	1,05	*	0,05	*	50
AC-5a	3,0	1,05	0,45	0,05	*	50
AC-5b	1,5*	1,05	*	0,05	60	50
AC-6a	*	*	*	*	*	*
AC-6b	*	*	*	*	*	*
AC-7a	1,5	1,05	0,8	0,05	*	50
AC-7b	8,0	1,05	*	0,05	*	50
AC-8a	6,0	1,05	*	0,05	*	50
AC-8b	6,0	1,05	*	0,05	*	50

* Precizări specifice în publicaţia CEI Nr.947-4-1, 1990.

I - curent stabilit măsurat ca valoare efectivă
I_c - curent stabilit şi întrerupt, măsurat ca valoare efectivă
I_e - curent destinat („assigné") de folosire
U - tensiune aplicată
U_r - tensiune de restabilire la frecvenţa industrială
U_e - tensiune destinată („assigné") de folosire la frecvenţă industrială

Calcul preliminar. Pentru efectuarea unui calcul preliminar este necesar să se aleagă un model constructiv. În tabelul 9.5 se prezintă un breviar de calcul pentru un contactor de tip AC-3 cu mişcare dublă de translaţie. Pentru fiecare componentă (cale de curent, electromagnet, contacte) se folosesc relaţiile de calcul stabilite în capitolele precedente.

Tabelul 9.4

Capacitatea de închidere şi de deschidere la contactoarele de curent continuu

Categoria	Condiţii de închidere şi deschidere					
	I_c / I_e	U_r / U_e	L / R	Durata trecerii curentului	Durata pauzei [s]	Numărul de cicluri de manevră
DC-1	1,5	1,05	1,0	0,05	*	50*
DC-3	4,0	1,05	2,5	0,05	*	50*
DC-5	4,0	1,05	1,5	0,05	*	50*
DC-6	1,5*	1,05	*	0,05	*	50*

* Precizări specifice în publicaţia CEI 947-4-1, 1990.

Tabelul 9.5

Breviar de calcul pentru un contactor electromagnetic de curent alternativ cu mişcare de translaţie combinată, tip AC-3

Nr.	Elementul proiectat	Relaţii de calcul	Observaţii
1	Schema electrică		Fig.9.8
2	Schema cinematică		Fig.9.5
3	Cursa în aer a contactului principal	δ_c = 6...10 mm	Fig.9.6
4	Cursa elementului mobil principal în contact	δ_i = 4...5 mm	Fig.9.6
5	Cursa în aer a contactului auxiliar	$\delta_{ca_1} \approx 2...3$ mm	
6	Cursa elementului mobil auxiliar în contact	$\delta_{ca_2} \approx 4...5$ mm	
7	Forţa specifică în contactul principal	F_{1p} = 0,1 N/A	
8	Forţa specifică în contactul auxiliar	F_{1a} = 0,1 N/A	
9	Raportul braţelor de pârghie	$\frac{l_1}{l_2} = 2$	Fig.9.5

10	Date cinematice din fig.9.5	I_n [A] 100 160 200 250 400 l_1 [mm] 50 60 65 70 80 d [mm] 18 18 20 22 25 l_3 [mm] 65 70 75 83 95	
11	Masa armăturii mobile	M_a [kg] 0,9 1,2 1,4 1,8, 3	
12	Forţa în contactele principale, în poziţia închis	$F_{cp} = m_p n F_{1p} I_n$	m_p = numărul de poli n = numărul de locuri de contact pe pol
13	Forţa în contactele auxiliare, în poziţia deschis	$F_{cad} = n_{ad} F_{1a} I_a$	I_a = 10 A n_{ad} = numărul de contacte auxiliare normal închise
14	Forţa în contactele auxiliare în poziţia închis	$F_{cai} = n_{ai} F_{1a} I_a$	I_a = 10 A n_{ai} = numărul de contacte auxiliare normal deschise
15	Diagrama forţei rezistente în funcţie de cursa contactului	$F_{rez} = f(\delta)$	Fig.9.6 Forţa F_r a resortului antagonist se ia F_r = (0,2...0,4) F_{cp}
16	Diagrama forţei rezistente în funcţie de cursa armăturii mobile		Se ţine seamă de poziţia de funcţionare a armăturii mobile şi de frecări μ = 0,15
17	Electromagnetul U cu spire în scurtcircuit pe ambele coloane	Din subcap. 5.4 (vol.1)	În poziţia închis $F_{min} > F_{rez}$ din fig.9.6
18	Secţiunea căii de curent	STAS 553-73	
19	Geometria căii de curent		După modele construite
20	Contactul	Din capitolul 6 (vol.1)	Material Ag-CdO Forma după model

21	Supratemperatura căii de curent în regim nominal	$\theta_{max} = \frac{\theta_{omax}}{1-\alpha_R\theta_{omax}}$ unde $\theta_{omax} = \frac{\rho_p I_n^2}{\alpha l_p A}$	
22	Supratemperatura contactului în regim nominal	Din relaţia $T_{oi} = \sqrt{\frac{R_c^2 I_n^2}{4L} + T_0^2}$ unde: $T_0 = 273 + \theta_{max} + \theta_{ma}$ $\theta_c = \sum_{i=1}^{n}(T_{oi} - T_0) + \theta_{max}$	Se va ţine seama de influenţa contactelor vecine în număr de trei; deci $n = 4$
23	Temperatura contactului în regim nominal	$\theta_{ct} = \theta_c + \theta_{ma}$	θ_c - supratemperatura contactului θ_{ma} - temperatura mediului ambiant
24	Supratemperatura căii de curent în regim de scurtă durată	$\theta_{sc} = \left(\theta_2 + \frac{1}{\alpha_R}\right) \times \left[\exp\frac{k\alpha_R\rho_0}{c_{01}}\int_0^{t_1} i^2 dt - 1\right]$ unde: $\theta_2 = \theta_{max} + \theta_{ma}$	t_1 - durata scurt-circuitului limitat de siguranţa fuzibilă din amonte relaţia (3.143) din vol.I
25	Supratemperatura contactului în regim de scurtă durată	Se poate folosi acoperitor: $\theta^* = \frac{RI^2\sqrt{t_1}}{A\sqrt{\pi\lambda c_1}}$	t_1 - durata scurt-circuitului limitat de siguranţa fuzibilă din amonte
26	Temperatura contactului în regim de scurtă durată	$\theta_t = \theta^* + \theta_c$	Pentru θ_c vezi poziţia 22

27	Numărul de intervale în camera de stingere. Relaţia (9.15)	$n_i = \frac{k_n k_s \cdot 1{,}5U_n}{U_{di}\sqrt{3}}$	n - numărul de intervale din camera de stingere. $U_{di} \approx 100$ V
28	Dimensiunile plăcilor în camera de stingere	Constructiv după model	Tabelul 9.1 Fig.9.7,b

9.1.2. Contactorul electromagnetic de curent continuu

Acest aparat de comutaţie este folosit în tracţiunea electrică şi în instalaţiile de acţionări electrice. Din punct de vedere constructiv există două variante, în funcţie de principiul de stingere a arcului electric, şi anume:

* *Contactorul cu mişcare de rotaţie*, întrerupere simplă, la care se foloseşte principiul contactului arcului electric cu pereţi reci în vederea răcirii şi stingerii lui. Arcul electric este introdus în camera de stingere cu ajutorul suflajului magnetic.

* *Contactorul cu mişcare de translaţie*, întrerupere dublă, la care se foloseşte efectul de electrod pentru stingerea arcului electric. Acesta este introdus în camera de stingere prin efectul de buclă al căii de curent şi efectul de nişe.

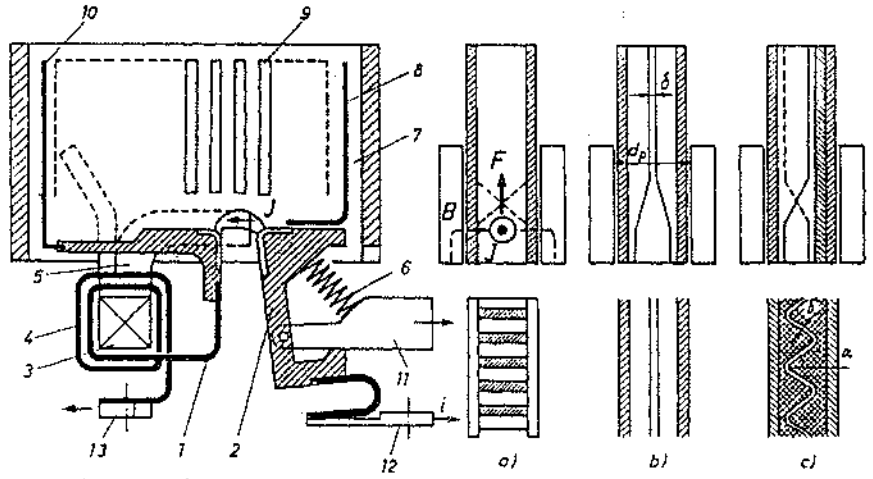


Fig. 9.14. Contactorul cu un loc de rupere şi mişcare de rotaţie, de c.c.:
1 - element fix de contact; *2* - element mobil de contact; *3* - miezul magnetic al bobinei de suflaj; *4* - înfăşurarea bobinei de suflaj; *5* - pol magnetic; *6* - resort pentru asigurarea forţei de apăsare în contact; *7* - cameră de stingere; *8* - rampă; *9* - perete rece din azbociment sau ceramică; *10* - rampă; *11* - pârghie de acţionare; *12, 13* - bornele aparatului. *a), b), c)* - variante constructive ale pereţilor reci.

9.1.2.1. Contactorul cu mişcare de rotaţie. În fig. 9.14 este prezentată schiţa de construcţie a acestui tip de contactor cu trei variante de stingere, şi anume:

a) pereţi reci din pene de azbociment;
b) pereţi reci din azbociment sau material ceramic, cu fanta îngustă;
c) pereţi reci din ceramică cu fanta îngustă şicanată.

După separarea pieselor de contact *1*, *2*, se formează arcul electric ce se dezvoltă într-o zonă în care este dirijat fluxul magnetic al bobinei de suflaj *4* cu ajutorul tălpilor polare *5*. Fluxul magnetic dezvoltat de bobina de suflaj este dirijat transversal pe direcţia arcului electric. Sub acţiunea forţei Lorentz ($\mathbf{F} = \mathbf{J} \times \mathbf{B}$) arcul electric este dirijat în camera de stingere, lungit apreciabil între rampele *8* şi *10*, pus în contact cu pereţii reci şi apoi stins.

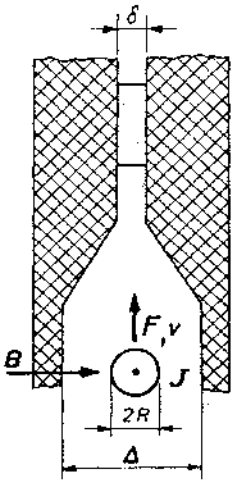


Fig. 9.15. Relativ la viteza de deplasare a arcului electric în câmp magnetic transversal.

În fig. 9.15 este reprezentată o secţiune în camera de stingere cu fantă îngustă. Iniţial arcul electric se dezvoltă într-o fantă largă de grosime Δ mai mare decât diametrul $2R$ al coloanei arcului electric. Ulterior arcul trece în fanta îngustă de grosime $\delta \ll 2R$; astfel răcit, coloana arcului electric, în secţiune transversală, ia o formă dreptunghiulară.

Viteza de deplasare a arcului electric în fanta largă. În primă aproximaţie se poate considera că, în această fantă, arcul electric se deplasează liber. Forţele care acţionează asupra coloanei de gaz ionizat sunt:

a) *Forţa ascensională* datorită înlocuirii arcului (cu densitate mai mare) cu gazul ionizat (de densitate mai mică). Expresia modulului acestei forţe este

$$F_a = \rho \pi R^2 l \tag{9.24}$$

cu notaţiile:

ρ - densitatea aerului;
R - raza coloanei arcului electric;
l - lungimea arcului electric.

b) *Forţa electrodinamică*. În ipoteza unei inducţii magnetice B constante pe lungimea l, expresia modulului acestei forţe este:

$$F_l = iBl \tag{9.25}$$

Arcul electric este considerat ca o bară rigidă.

c) *Forţa rezistentă aerodinamică*

$$F_T = \frac{\delta v^2}{2} 2Rl \tag{9.26}$$

unde v este viteza de avansare a arcului electric.

Dacă se neglijează forţa asecensională în raport cu forţa electrodinamică [9.9] se stabileşte un echilibru între forţa electrodinamică şi cea aerodinamică, de unde rezultă viteza de deplasare

$$v = \sqrt{\frac{iB}{\rho R}} \tag{9.27}$$

Această relaţie poate fi pusă sub forma

$$v = k i^{0,5} B^{0,5} \rho^{-0,5} R^{-0,5} \tag{9.28}$$

Din punct de vedere practic Koetzold [9.12] stabileşte că expresia vitezei de deplasare poate lua forma:

$$v = k(iB)^n \tag{9.29}$$

cu v [m/s], i [A], B [T], $k \approx 10$, $n = 0{,}43$.

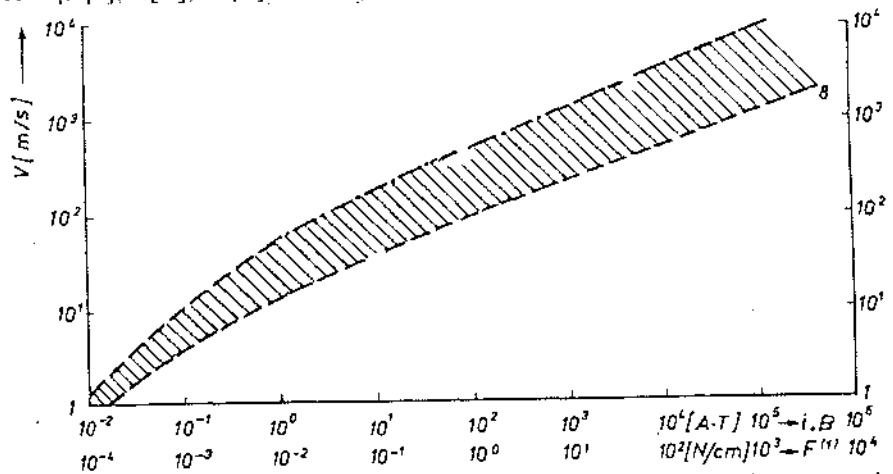


Fig. 9.16 .Viteza de deplasare liberă a arcului electric în câmp magnetic transversal.

În fig. 9.16 se prezintă, după [9.12], o diagramă a vitezei de deplasare liberă a arcului electric în funcţie de produsul $i\,B$ [AT] şi de forţă specifică $F^{(1)}$ [N/m]. Aria haşurată reprezintă zona de dispersie în care se încadrează rezultatele experimentale obţinute de mai mulţi cercetători.

Într-o cameră de stingere, rampele între care se stabileşte arcul electric sunt introduse într-un volum cvasi-închis. Drept consecinţă se constată experimental, că viteza de deplasare în fanta largă este mai mare decât aceea obţinută la arcul electric care arde liber. Volumul camerei de stingere, aerul se dilată ca urmare a trecerii arcului electric şi deci, în această zonă, presiunea creşte şi ca urmare vitexa de deplasare a arcului se va majora.

Pentru situații practice, Kukekov [9.13] stabilește experimental o relație pentru mișcarea arcului electric în fanta largă, de forma

$$v = 73\sqrt[3]{iB^2} \quad [\text{m/s}] \tag{9.30}$$

cu i [A], B [T].

Viteza de deplasare a arcului electric în fanta îngustă. În fanta îngustă, în secțiunea transversală, arcul electric este în atingere cu pereții izolanți ai camerei de stingere pe care se exercită o forță de apăsare. Aceasta înseamnă că forța rezistentă la avansare este de natura unei forțe de frecare.

Măsurările experimentale arată [9.13] că viteza de avansare a arcului electric în fanta îngustă este de forma

$$v = 370\sqrt{iB\delta} \quad \left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right] \tag{9.31}$$

Dacă arcul electric se dezvoltă într-o cameră cu șicane efectuate la unghiul α (vezi fig. 9.14,c) relația (9.31) devine:

$$v = 370\sqrt{iB\delta \sin\alpha} \quad \left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right] \tag{9.32}$$

Aplicație. Pentru un contactor cu $I_n = 400$ A, $B = 0{,}02$ T și $\delta = 2$ mm se cere să se calculeze vitezele arcului electric în fanta largă și fanta îngustă.
În fanta largă:

$$v = 73\sqrt[3]{400 \cdot 0{,}02} = 146 \text{ m/s}$$

În fanta îngustă:

$$v = 370\sqrt{400 \cdot 0{,}02 \cdot 2 \cdot 10^{-3}} = 46{,}8 \text{ m/s}$$

Câmpul electric al arcului în fanta îngustă. În fanta îngustă arcul electric este răcit intensiv, datorită contactului cu pereții reci, care în construcțiile uzuale sunt realizați din material ceramic. În aer la presiunea normală gradientul arcului electric este de aproximativ 10 V/ cm. În camerele de stingere cu fantă îngustă gradientul depinde de grosimea fantei și de intensitatea curentului din arc. În fig. 9.17 se prezintă, după Burkhard [9.2], gradientul arcului electric E_a în funcție de curentul din arc, având ca parametru grosimea fantei înguste $\delta = 2$; 1; 0,5 mm pentru o cameră de stingere din material ceramic (KER 520).

Materialele care în prezența arcului electric se descompun eliberând hidrogen (cu transmisivitate prin convecție mult superioară azotului), de tipul polimetacril și hidratul de celuloză (fibra vulcanică), sporesc eficiența camerei de stingere și determină creșterea gradientului în coloana arcului electric.

Condiția de stingere a arcului electric în intervalul de timp t_a rezultă din relația (7.122, din vol.1), adică la stingerea arcului electric prin care trece curentul nominal, se poate scrie:

$$E_a l + \Delta U = \frac{U_n}{1 - e^{-t_a/T}} \tag{9.33}$$

unde s-a notat:

E_a - gradientul în arcul electric (fig. 9.17);
l - lungimea arcului în camera de stingere cu fanta îngustă;
$\Delta U = 20...25$ V - căderea de tensiune în fața anodului și catodului.

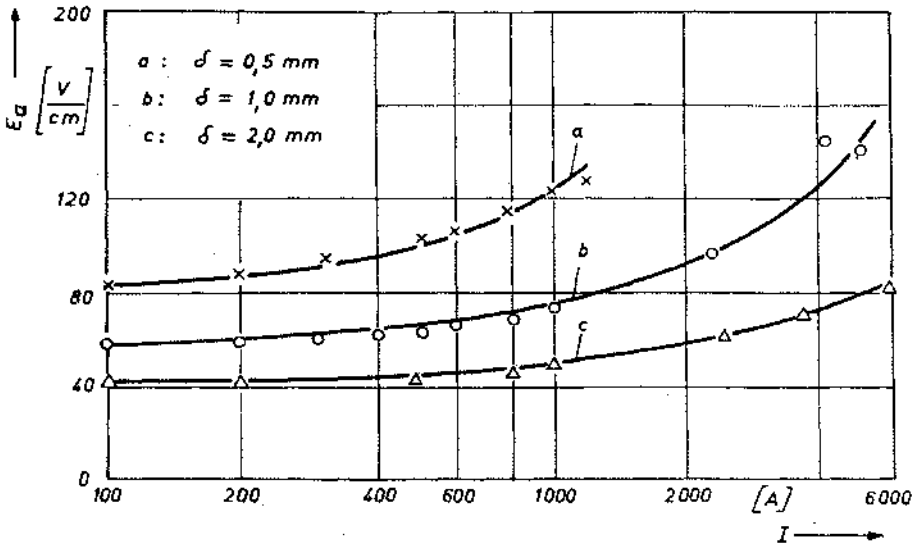


Fig. 9.17. Gradientul arcului electric în fanta îngustă.

9.1.2.2. Contactorul cu mișcare de translație. Cinematica de translație se pretează la două locuri de rupere și este identică cu aceea a contactorului de curent alternativ cu mișcare simplă de translație schițat în fig. 9.1. Principiul de stingere a arcului electric este cel al efectului de nișe asociat cu efectul de electrod. Pentru determinarea numărului n de intervale între plăcile feromagnetice se folosește relația (9.33) scrisă sub forma:

$$E_a l + n_i \Delta U = \frac{U_n}{1 - e^{-t_a/T}} \tag{9.34}$$

Aplicație. Un contactor de curent continuu cu $I_n = 200$ A, $U_n = 1000$ V, conform tabelului 9.4, urmează a deconecta $4I_n = 800$ A. Durata arcului electric este $t_a = 50$ ms. Se cere să se determine numărul de intervale, respectiv de plăci feromagnetice. Se apreciază $l = 40$ mm, $T = 20$ ms, fanta are grosimea $\delta = 2$ mm. Rezultă numărul de intervale:

$$n_i = \frac{1}{\Delta U}\left[\frac{U_n}{1-e^{-t_a/T}} - E_a l\right] = \frac{1}{25}\left[\frac{1000}{1-e^{-50/20}} - 10 \cdot 4\right] = 42 \tag{9.35}$$

Deci numărul de plăci feromagnetice (dublă întrerupere) $n_p = n_i - 2 = 40$. Se repartizează câte 20 plăci pe fiecare coloană.

Notă: Clasificarea contactoarelor după categoria de utilizare (natura sarcinii este dată în tabelul 9.2, iar condițiile de conectare și deconectare sunt prezentate în tabelul 9.4.

9.2. Întreruptorul de putere

Întreruptorul de putere de joasă tensiune este un aparat cu comutație mecanică, capabil să suporte, să închidă și să deschidă curenți în condiții normale de funcționare și curenți de avarie (suprasarcină prelungită, scurtcircuit) în condiții prestabilite. Acest aparat este și aparat de protecție, deoarece este echipat cu declanșatoare sensibile la defecte (suprasarcină, scurtcircuit, tensiune redusă), care determină întreruperea circuitului într-un timp relativ scurt. În tehnica aparatajului electric s-au stabilit următoarele construcții de întreruptoare de putere:

- *întreruptoare pentru instalații interioare*, cu $I_n \approx 6...16$ A și capacitatea de rupere $I_r = 1...2$ kA;
- *întreruptoare compacte* cu performanțe medii, și anume:

$$I_n = 80...800 \text{ A și } I_r = 3...25 \text{ kA};$$

- *întreruptoare de mare putere* cu performanțe superioare, și anume:

$$I_n = 1000...4000 \text{ A și } I_r = 50...55 \text{ kA};$$

- *întreruptoare limitatoare*, care acoperă întraga gamă de curenți și capacități de rupere, și anume: $I_n = 16...2500$ A și $I_r = 25...100$ kA (valoare prezumată).

În toate aceste aparate de curent alternativ, întreruperea arcului electric se realizează în camere de stingere, care funcționează după principiul efectului de electrod combinat cu efectul de nișă.

Schema bloc. În fig. 9.18 se prezintă schema bloc a unui întreruptor de putere. Se disting următoarele subansambluri:

1 - polii principali;
2 - polii auxiliari;
3 - declanșatoarele termice, reacționează la suprasarcină;
4 - declanșatoarele electromagnetice, reacționează la scurtcircuit;
5 - mecanismul întreruptorului;
6 - declanșatorul de tensiune minimă;
7 - declanșatorul cu curent de injecție.

Funcțiile mecanismului sunt următoarele:

* menține întreruptorul închis și zăvorăște energia, acumulată într-un resort, necesară operației de deschidere;
* asigură declanșarea întreruptorului folosind o energie minimă;
* asigură declanșarea liberă, adică la persistența unei comenzi de declanșare aparatul nu poate fi închis și nici menținut închis;
* asigură viteze necesare pieselor mobile de contact, la închidere și la deschidere.

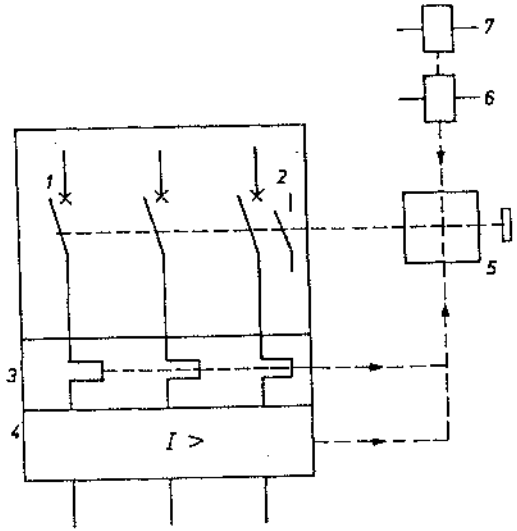


Fig. 9.18. Schema bloc a întreruptorului de putere.

Realizarea funcțiilor menționate se realizează folosind energia acumulată în resoarte și utilizând componente mecanice de tip clichet, genunchi, pârghii ș.a. În fig. 9.19 se prezintă o schemă cinematică de principiu prin care se asigură funcțiile menționate ale mecanismului. Este desenat un pol al întreruptorului în poziția închis. Închiderea s-a efectuat împingând pârghia *1* cu forța F_i, eliberată de un resort nefigurat în schemă. Pe pârghia *2* se află elementul mobil de contact, iar pe calea de curent *3* se află cel fix. Forța de apăsare în contact este asigurată de resortul *6*. Se stabilește clichetarea între pârghiile *4* și *5*, iar resortul *7* se comprimă și deci în el se acumulează energie. După clichetare, forța F_i nu se mai menține,

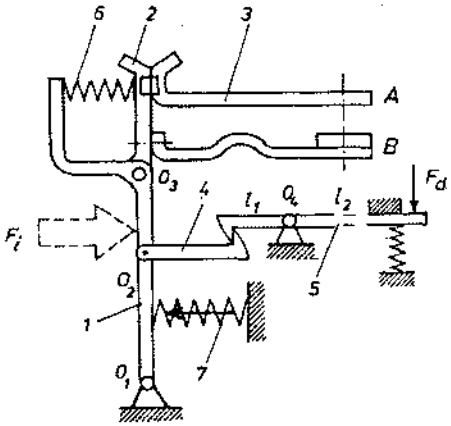


Fig. 9.19. Schema cinematică de principiu a întreruptorului de putere.

energia necesară deschiderii aparatului fiind eliberată de resortul *7*, prin acţiunea forţei de declanşare F_d la extremitatea pârghiei *5*. Pentru a asigura deschiderea aparatului cu energie minimă, este necesar ca $l_2 \gg l_1$. Exemple de construcţii de declanşatoare termice, electromagnetice, la lipsă de tensiune, cu emisie de curent, sunt prezentate în capitolul 11.

Stingerea arcului electric în camera de stingere se efectuează *pe baza efectului de electrod asociat cu efectul de nişe*. Pentru determinarea numărului de intervale şi de plăci feromagnetice rămâne valabilă relaţia (9.15), cu observaţia că, odată cu creşterea curentului (de scurtcircuit întrerupt), tensiunea pe interval U_{di} este mai mică. Astfel la I_{sc} = 25 kA, $U_{di} \approx$25 V, iar la I_{sc} = 50 kA; $U_{di} \approx$20 V.

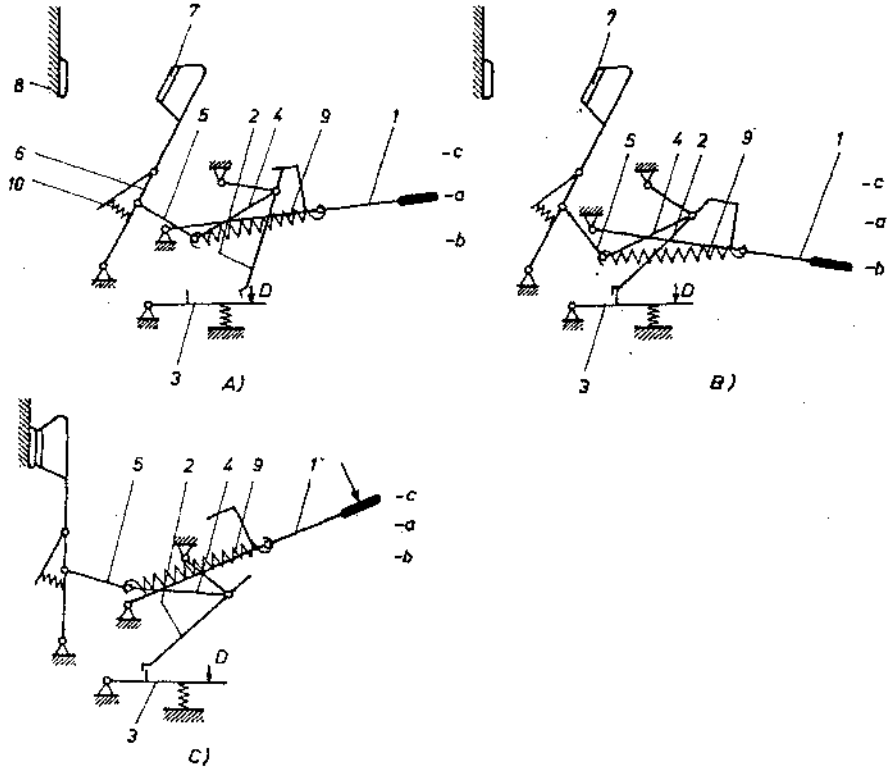


Fig. 9.20. Schema cinematică a întreruptorului de putere USOL 250:
1 - manetă de acţionare; *2* - clichet principal; *3* - clapetă de armare; *4* - bielă I; *5* - bielă II; *6* - echipaj mobil; *7* - piesă mobilă de contact; *8* - piesă fixă de contact; *9* - resort principal; *10* - resortul contactului; *D* - declanşator; *a* - deschis nearmat; *b* - deschis armat; *c* - închis.

9.2.1. Întreruptorul compact

Este destinat întreruperii curenţilor de scurtcircuit până la 25 kA şi se construieşte pentru instalaţii nominale ale curentului până la 800 A. Ca exemplu de realizare constructivă este prezentat întreruptorul USOL-250 A (Electroaparataj).

Schema cinematică. În fig. 9.20 este redată schema cinematică a întreruptorului compact de tip USOL-250 A, în care se foloseşte un singur resort pentru realizarea vitezelor de închidere şi de deschidere. În schiţa *A* întreruptorul este deschis nearmat, resortul *9* este detensionat. În schiţa *B* se armează întreruptorul prin angrenarea clichetului principal *2* şi tensionarea resortului *9*. În schiţa *C* întreruptorul este închis; resortul este tensionat. Deschiderea se produce fie prin acţionarea declanşatoarelor asupra clapetei *3*, fie manual. Resortul *10* asigură presiunea pe contact.

Schema electrică. Schema de acţionare a întreruptoarelor de tip USOL (Electroaparataj) este dată în fig. 9.21, în varianta *a* cu electromagnet de acţionare şi în varianta *b* cu electromotor. Funcţionarea se urmăreşte pe schemă. Întreruptoarele pentru comutaţia motoarelor electrice sunt echipate cu declanşatoare de tensiune minimă *DTM*, iar cele destinate comutaţiei liniilor electrice sunt echipate cu declanşator cu curent de injecţie (*DD*). Releul de blocaj, *RB*, după închidere, întrerupe alimentarea contactorului de comandă *CC* şi ca urmare dezexcită bobina electromagnetului de acţionare *EM*.

În fig. 9.22, este dat desenul de construcţie al întreruptorului compact USOL-250 A, în care se vede amplasarea divergentă a plăcilor folosite la fragmentarea arcului electric. În tabelul 9.6 sunt prezentate date constructive ale camerelor de stingere ale întreruptoarelor de tip compact.

Tabelul 9.6

Camerele de stingere ale întreruptoarelor compacte tip USOL, 500 V

Curentul nominal [A]	Curentul de rupere [kA]	Volumul[1] camerei de stingere [cm^3]	Nr. de plăci	Grosimea unei plăci [mm]	Material pentru placă şi tratament	Material pentru contacte
100	8	58,7	8	1,5	Ol zincat pasivizat	Ag-Ni[2]
250	10	92,5	11	1,5		Ag-Ni[2]
500	20	299	12	1,5		Ag-Ni[3]
800	25	363	20	2		Ag-Ni[4]

[1] Pe un pol;
[2] Un deget pe element;
[3] Două degete pe element;
[4] Două degete pentru contact permanent + un deget pentru contact de arc.

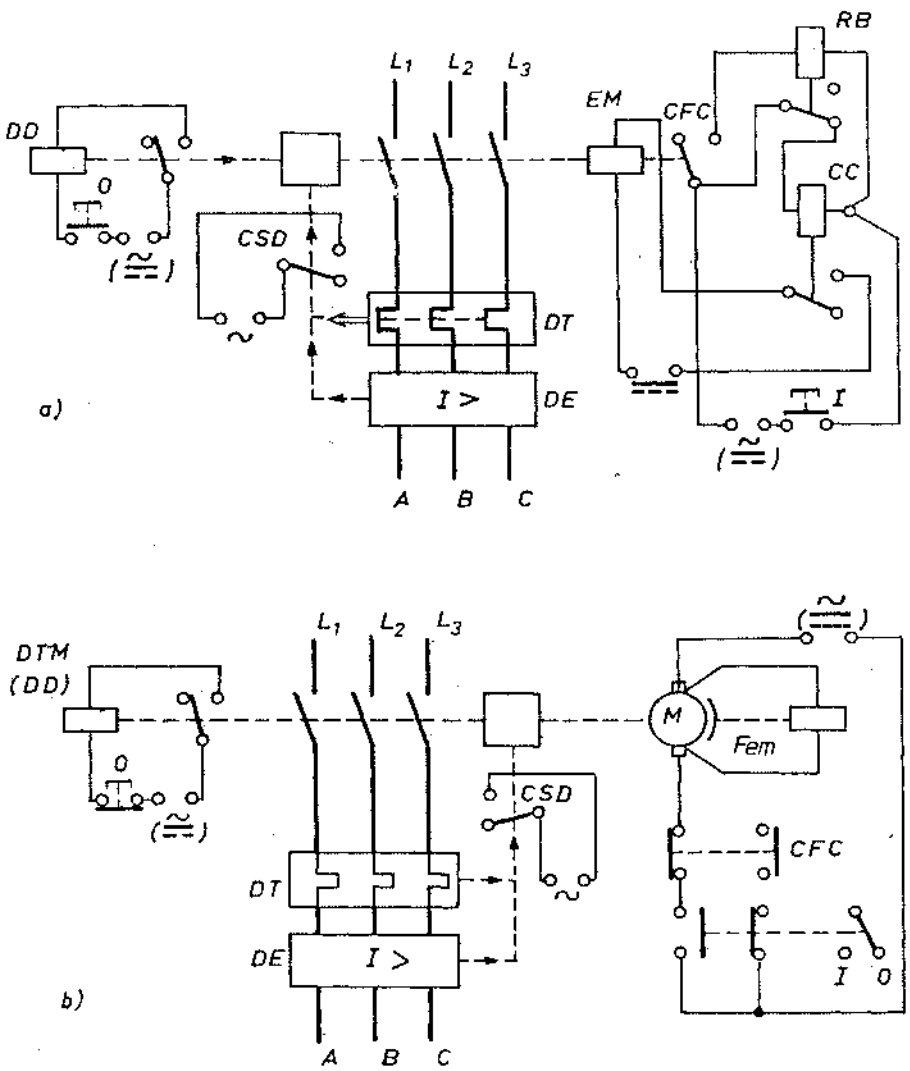


Fig. 9.21. Schema electrică de acționare a întreruptorului USOL 250, cu electromagnet (a) și motor (b):

DT - declanșator termic; *DE* - declanșator electromagnetic; *CSD* - contact de semnalizare la funcționarea declanșatoarelor; *DD* - declanșator cu injecție de curent; *DTM* - declanșator de tensiune minimă; *CFC* - contact de fine de cursă; *EM* - electromagneți de acționare; *M* - motor de acționare; *Fem* - frână electromagnetică; *CC* - contactor de comandă; *RB* - releu de blocaj; *I, O* - butoanele de comandă a închiderii și deschiderii.

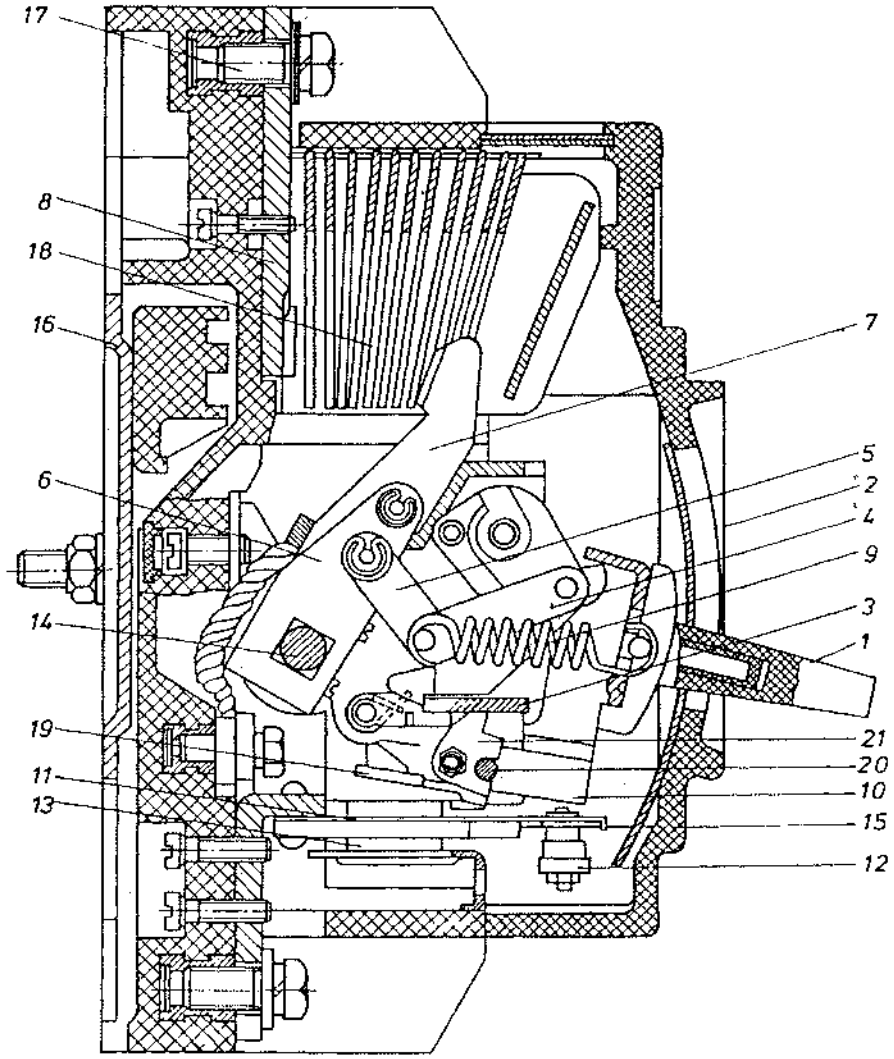


Fig. 9.22. Întreruptor compact tip USOL 250:

1 - manetă de acționare; *2* - clichet principal; *3* - clapetă de armare; *4* - biela I; *5* - biela II; *6* - echipaj mobil; *7* - element mobil de contact; *8* - element fix de contact; *9* - resort principal; *10* - clapetă ax declanșator; *11* - declanșator termic; *12* - buton de reglaj (0,8...1) I_r; *13* - miez fix pentru declanșatorul electromagnetic; *14* - axul suport al echipajului mobil; *15* - carcasa aparatului; *16* - placă de prindere; *17* - borne de racordare; *18* - camere de stingere cu plăci feromagnetice; *19* - armătura mobilă a declanșatorului electromagnetic; *20* - axul declanșatorului; *21* - clichet mic.

În fig. 9.23 este dată caracteristica de protecţie a întreruptorului USOL-250.

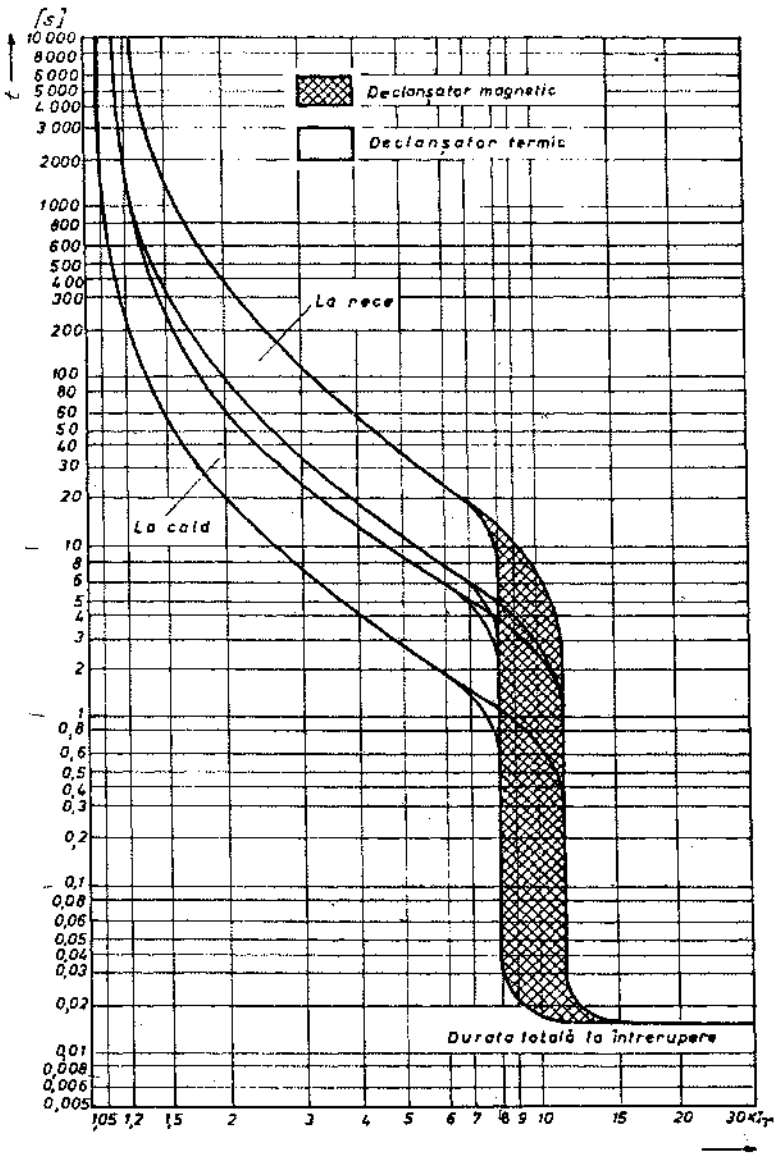


Fig. 9.23. Caracteristica de protecţie a întreruptorului USOL-250 A.

9.2.2. Întreruptorul cu mare putere de rupere

Pentru a face faţă curenţilor de scurtcircuit de ordinul 50 kA, întreruptorul cu mare putere de rupere este echipat cu:

- contacte de regim permanent, de arc electric şi rampe pentru introducerea arcului electric în camera de stingere;
- camera de stingere cu plăci mai groase, pentru divizarea arcului electric şi extragerea de căldură prin piciorul arcului electric.

În fig. 9.24 se prezintă, schematizat, calea de curent în zona contactelor, la un întreruptor OROMAX 4000 A, fabricat de Întreprinderea Electroaparataj.

În poziţia închis piesele de contact ale contactului de arc electric nu sunt în atingere, astfel că, la acest aparat, în această poziţie contactul de arc electric nu este parcurs de curent. La comanda de deschidere, mai întâi se închide contactul de arc electric, se deschide contactul de regim permanent şi apoi se deschide contactul de arc electric. Vitezele medii ale pieselor mobile de contact sunt de 1 m/s la deschidere şi 0.37 m/s la închidere.

La deschiderea aparatului se face transferul total de curent din contactul principal în cel de arc electric. Pentru ca transferul să fie făcut cât mai rapid introductivitatea buclei stabilită între cele două contacte trebuie să fie cât mai redusă.

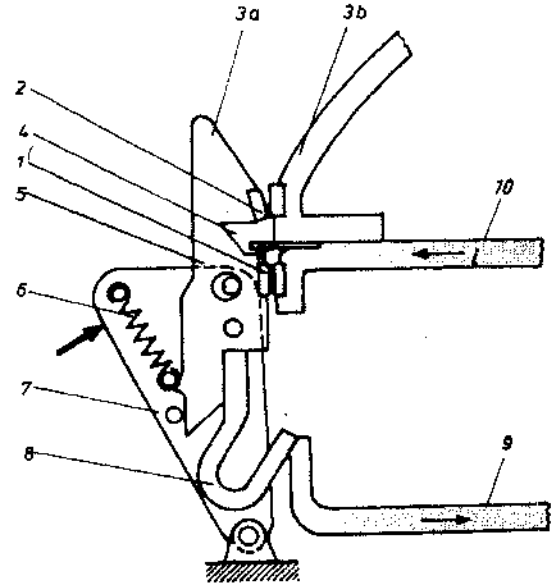


Fig. 9.24. Sistemul de contacte al unui întreruptor cu mare putere de rupere:
1 - contact principal; *2* - contact de arc electric; *3 a, b* - rampe; *4* - separator de flamă; *5* - piesă suport pentru elemente mobile de contact; *6* - resort; *7* - piesă intermediară; *8* - conductor flexibil; *9* - cale de curent; *10* - cale de curent.

În fig. 9.25 este dată schema electrică echivalentă a sistemului de contacte pe care se poate urmări raţionamentul menţionat. În regim tranzitoriu se poate scrie:

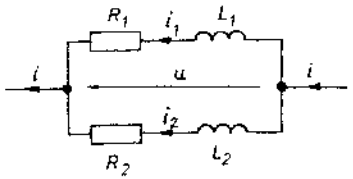


Fig. 9.25. Referitor la transferul de curent între contacte.

$$u = R_1 i_1 + L_1 \frac{di_1}{dt} = R_2 i_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} \quad (9.36)$$

$$i = i_1 + i_2 = \text{const.} \quad (9.37)$$

Indicele 1 este atribuit căii de curent prin care trece curentul principal i_1, iar indicele 2 căii de curent prin care trece curentul secundar i_2. Din (9.36) şi (9.37) rezultă:

$$R_1(i - i_2) - L_1 \frac{di_2}{dt} = R_2 i_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} \quad (9.38)$$

Pe durata transferului de curent, R_1 are tendinţa de creştere, iar intensitatea curentului total i se poate considera constantă; din (9.38) se obţine:

$$\frac{di_2}{dt} = \frac{1}{L_1 + L_2}[R_1 i - (R_1 + R_2) i_2] \quad (9.39)$$

Derivata lui i_2 va fi cu atât mai mare, cu cât inductivităţile L_1 şi L_2 sunt mai mici; contactele principal şi de arc trebuie situate cât mai aproape unul de altul. Expresia din paranteza relaţiei (9.39) are valoare pozitivă.

În fig. 9.26 se prezintă o secţiune printr-un întreruptor de mare putere OROMAX de 4000 A. Principalele piese componente sunt trecute în legenda figurii.

Camera de stingere. Pereţii camerelor de stingere sunt realizaţi din ceramică electrotehnică rezistentă la temperatura arcului electric şi la variaţii rapide de temperatură. În tabelul 9.7 sunt prezentate date privind camera de stingere a întreruptoarelor OROMAX de 1000 şi 2500 A.

Notă. Întreruptorul compact (USOL) şi de mare putere (OROMAX) sunt aparate nelimitatoare, în sensul că durata proprie de acţionare este mai mare decât 10 ms şi ca urmare curentul de scurtcircuit va trece prin aparat nediminuat sensibil ca amplitudine. Prin durata proprie de acţionare se înţelege timpul scurs din momentul depăşirii curentului calibrat până în momentul separării pieselor de contact.

Principiul de stingere a arcului electric este cel al efectului de electrod asociat cu efectul de nişe. Din momentul introducerii arcului electric în camera de stingere tensiunea de arc electric are valoarea:

$$u_a = n_i \Delta U + E_a(i)\, l_a(t) \quad (9.40)$$

unde s-a notat:

n_i - numărul de intervale între plăcile feromagnetice;

ΔU - căderea de tensiune la electrozi; $\Delta U \approx 15...20$ V;

$E_a(i)$ - gradientul în coloana arcului electric. Pentru aparate construite şi $I_{sc} \geq 25$ kA, $E_a = 100$ V/cm;

$l_a(t)$ - lungimea arcului electric ca funcţie de timp.

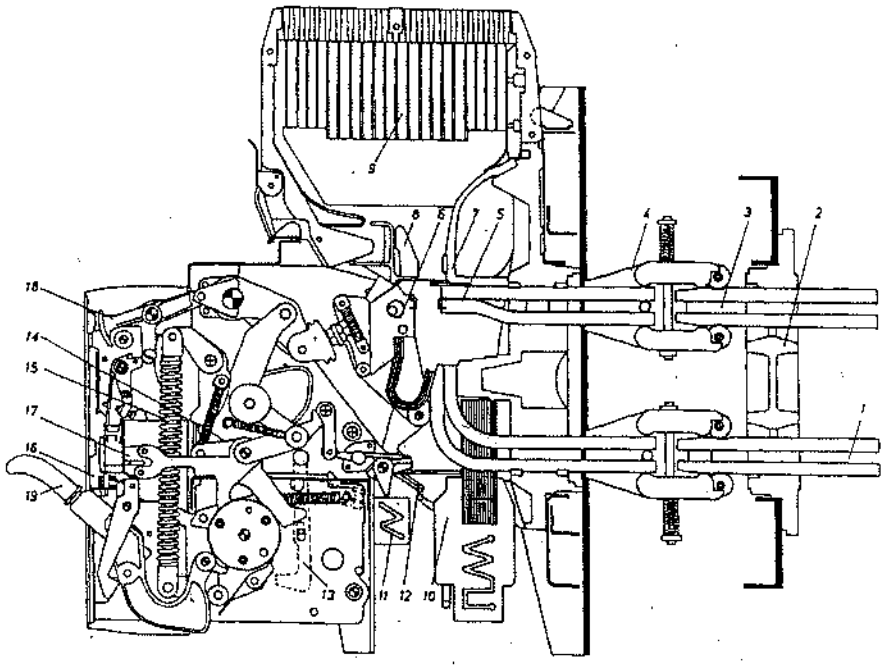


Fig. 9.26. Secţiune într-un întreruptor OROMAX 4000 A:

1 - bare de legătură; *2* - cadru fix; *3* - contact debroşabil, element fix; *4* - contact debroşabil, element mobil; *5* - contact principal, element fix; *6* - contact principal, element mobil; *7* - rampă pentru extinderea arcului cu element fix de contact pentru arc; *8* - rampă şi element de contact pentru arc, mobile; *9* - cameră de stingere cu plăci feromagnetice; *10* - declanşator de curent maxim; *11* - declanşator de tensiune minimă; *12* - clichet principal; *13* - dispozitiv de siguranţă împotriva debroşării sub sarcină; *14* - mecanism (partea centrală); *15* - resoarte principale; *16* - butoane de închidere şi deschidere; *17* - semnalizator " resoarte armate " ; *18* - semnalizator mecanic " închis - deschis " ; *19* - manetă pentru armarea resortului *15*.

Tabelul 9.7

Camerele de stingere ale întreruptoarelor OROMAX, 500 V

Curentul nominal [A]	Curentul de rupere [kA]	Volumul[1] camerei de stingere [cm^3]	Număr de plăci	Grosimea unei plăci [mm]	Materialul pentru placă şi tratamentul	Materialul pentru contacte
1000 2500	50 52	1900 2560	30 (10 fără nişe) 20 (7 fără nişe)	2 2,5	Ol zincat pasivizat	Ag-Ni[2] Cu-W[3] Ag-Ni[2] Cu-W[3]

[1] Pentru un pol; [2] pentru contactele principale; [3] pentru contactele de arc electric.

Determinarea numărului de intervale se face ţinând seama de următoarele aspecte:

a) Tensiunea de restabilire constituie solicitarea dielectrică după trecerea curentului prin zero.

b) Modul de refacere a rigidităţii dielectrice $U_d' = f(t)$ este încă puţin cercetat la aparatele de joasă tensiune, dar cu certitudine cu cât curentul întrerupt este mai intens cu atât gradul de ionizare, în camera de stingere, la trecerea curentului prin valoarea zero este mai mare.

Din motivele menţionate, din verificarea comportării unor aparate reuşite, se poate aplica relaţia (9.15) dar cu tensiunea pe intervalul între două plăci $U_{di} \approx$ 20 V şi cu observaţia că întreruperea trebuie asigurată la cea mai mare tensiune pe care o are aparatul în exploatare.

9.2.3. Întreruptorul limitator

Acest aparat de protecţie limitează ca amplitudine şi durată curentul de scurtcircuit, întocmai ca o siguranţă fuzibilă limitatoare. Întreruptorul limitator s-a dezvoltat ca urmare a faptului că în reţelele de joasă tensiune cu curenţi de scurtcircuit importanţi (30...100 kA) şi curenţi nominali mari (600...1000 A) siguranţele fuzibile au efect de limitare redus. În momentul de faţă însă, se construiesc întreruptoare limitatoare pentru gama 16...2000 A, ca urmare a posibilităţilor acestor aparate de a limita efectele electrodinamic şi termic al curenţilor de scurtcircuit în reţelele electrice cu curent de scurtcircuit intens.

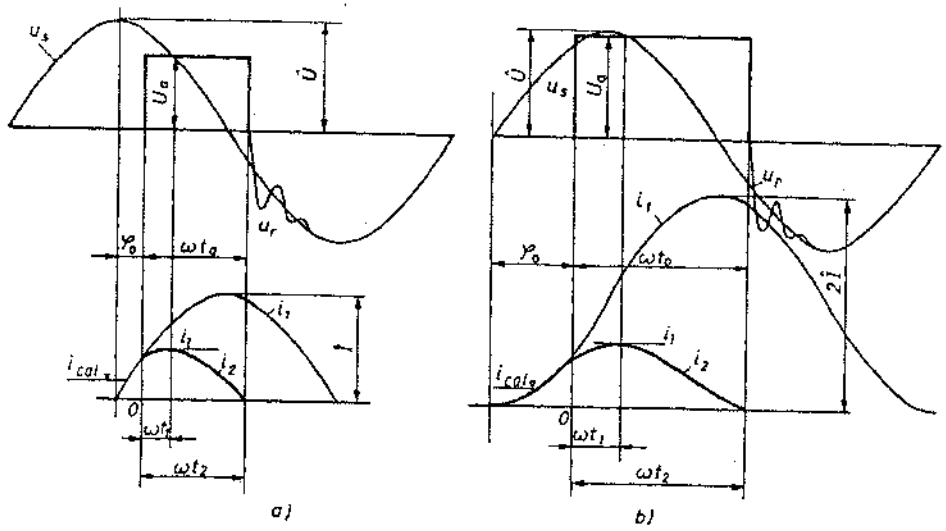


Fig. 9.27. Diagrame de mărimi electrice la întreruperea curentului de scurtcircuit simetric *a*) şi asimetric *b*).

În fig. 9.27 se prezintă diagramele curentului de scurtcircuit i_1: simetric (fig. 9.27,*a*) şi asimetric (fig. 9.27,*b*) şi ale curenţilor corespunzători limitaţi i_2. Procesul de limitare este realizabil prin separarea timpurie a elementelor de contact (2...3 ms), imediat după apariţia scurtcircuitului, în vederea formării arcului electric, care în continuare este alungit şi răcit intens. În acest mod, rezistenţa electrică a arcului electric creşte sensibil, impedanţa sarcinii creşte, amplitudinea curentului scade, iar trecerea prin zero a curentului este devansată. Pentru a realiza limitarea curentului este necesar ca tensiunea de arc să crească rapid, la o valoare de care depinde amplitudinea curentului limitat şi durata lui. În adevăr, ecuaţia de funcţionare într-un curcuit cu rezistenţă şi inductivitate este:

$$u_s = Ri + L\frac{di}{dt} + u \tag{9.41}$$

unde u_s este tensiunea sursei şi u este tensiunea arcului electric; limitarea curentului se produce în momentul în care:

$$\frac{di}{dt} = \frac{1}{L}[u_s - (Ri + u)] = 0 \tag{9.42}$$

Teoria limitării curentului apare mai pregnantă dacă în relaţia (9.42) se fac ipotezele că tensiunea arcului electric este constantă şi că rezistenţa R a circuitului este nulă. În adevăr, dacă se consideră ecuaţia arcului electric dată de Ayrton, pentru valori mari ale curenţilor, termenii care conţin pe i la numitor sunt

neglijabili, iar expresia simplificată, pentru n intervale de arc se poate scrie:

$$u = n\alpha + \gamma l = U_a = \text{const.} \tag{9.43}$$

cu condiția ca lungimea arcului să fie o mărime constantă, adică arcul să fie alungit foarte repede și să ardă pe aproape toată durata la lungimea finală l. Pe de altă parte, se poate considera că regimul de scurtcircuit este practic inductiv. În aceste condiții, din relația (9.41) înainte de apariția arcului electric, deci când u = o, rezultă:

$$u_s = L\frac{di_1}{dt} \tag{9.44}$$

unde cu i_1 s-a notat curentul de scurtcircuit în absența arcului electric. După apariția arcului electric, apare tensiunea acestuia, considerată ca o mărime constantă, iar ecuația este:

$$u_s - U_a = L\frac{di_2}{dt} \tag{9.45}$$

unde cu i_2 s-a notat curentul limitat, adică în prezența tensiunii arcului electric. Prin scăderea ecuației (9.44) din (9.45) se obține:

$$U_a = L\left(\frac{di_1}{dt} - \frac{di_2}{dt}\right) = L\frac{d}{dt}(i_1 - i_2) = L\frac{di_a}{dt} \tag{9.46}$$

unde i_a este curentul fictiv:

$$i_a = i_1 - i_2 \tag{9.47}$$

Curentul i_a apare în momentul t_0 al apariției arcului electric, iar înainte de acest moment el este nul. Prin integrarea ecuației (9.45) în limitele 0 și t, se obține:

$$\int_0^{i_a} di_a = \frac{U_a}{L}\int_0^t dt \tag{9.48}$$

$$i_a = i_1 - i_2 = \frac{U_a}{L}t \tag{9.49}$$

a) **Curentul de scurtcircuit simetric**. Expresia curentului de scurtcircuti simetric bipolar este de forma $i = \hat{I}\sin(\omega t + \varphi_0)$. Unghiul φ_0 se datorează faptului că numai după depășirea curentului calibrat, declanșatorul aparatului transmite un impuls mecanic asupra punții cu piesele mobile de contact, iar separarea pieselor de contact se face cu întârziere. În aceste condiții din relația (9.49) rezultă expresia curentului limitat:

$$i_2 = \hat{I}\sin(\omega t + \varphi_0) - \frac{U_a}{L}t \tag{9.50}$$

Momentul t_1 (sau unghiul ωt_1) la care are loc valoarea maximă i_l a curentului limitat se află din condiția:

$$\frac{di_2}{dt} = \omega\hat{I}\cos(\omega t - \varphi_0) - \frac{U_a}{L} = 0 \tag{9.51}$$

și rezultă $$\omega t_1 = \arccos\frac{U_a}{\hat{U}_n} - \varphi_0 \tag{9.52}$$

unde $\hat{U}_n = L\omega\hat{I}$.

Raportul de limitare. Se obține împărțind pe i_2 din relația (9.50), în momentul t_1, cu $i_1 = \hat{I}$.

$$k_l = \frac{i_2(t_1)}{\hat{I}} = \sin(\omega t_1 + \varphi_0) - \frac{U_a}{\hat{U}_n}\omega t_1 \tag{9.53}$$

Momentul trecerii curentului i_2 prin zero se obține din relația (9.49).

$$t_2 = \arcsin\left(\frac{U_a}{\hat{U}_n}\omega t_2\right) - \varphi_0 \tag{9.54}$$

relație care se rezolvă prin iterații. Din relația (9.45) se observă că pentru $i_2 = i_l$, tensiunea de arc electric este egală cu tensiunea sursei, $u_s = U_a$.

Energia dezvoltată în camera de stingere. Această energie se calculează cu relația:

$$W_a = \int_0^{t_2} U_a i_2 dt = U_a\int_0^{t_2}\left[\hat{I}\sin(\omega t + \varphi_0) - \frac{U_a}{L}t\right]dt \tag{9.55}$$

și rezultă:

$$W_a = \frac{U_a\hat{I}}{\omega}[\cos\varphi_0 - \cos(\omega t_2 + \varphi_0)] - \frac{U_a^2 t_2^2}{2L} \tag{9.56}$$

b) **Curentul de scurtcircuit asimetric.** Expresia curentului de scurtcircuit bipolar asimetric, în ipoteza amortizării nule este:

$$i_1 = \hat{I}[1 - \cos(\omega t + \varphi_0)] \tag{9.57}$$

și deci expresia curentului limitat din relația (9.49) este:

$$i_2 = \hat{I}[1 - \cos(\omega t + \varphi_0)] - \frac{U_a}{L}t \tag{9.58}$$

Momentul t_1 (sau unghiul ωt_1) la care curentul limitat are valoarea maximă i_l se află din condiția:

$$\frac{di_2}{di} = \omega\hat{I}\sin(\omega t + \varphi_0) - \frac{U_a}{L} = 0 \tag{9.59}$$

sau:

$$\omega t_1 = \arcsin \frac{U_a}{\hat{U}_n} - \varphi_0 \qquad (9.60)$$

Raportul de limitare. Expresia acestui raport este:

$$k_l = \frac{i_2(t_1)}{2\hat{I}} = \frac{1-\cos(\omega t_1 + \varphi_0)}{2} - \frac{U_a}{2\hat{U}_n}\omega t_1 \qquad (9.61)$$

Momentul t_2 (sau unghiul ωt_2) trecerii curentului prin zero se obţine din relaţia (9.58):

$$\omega t_2 = \arccos\left(1 - \frac{U_a}{\hat{U}_n}\omega t_2\right) - \varphi_0 \qquad (9.62)$$

care se rezolvă prin iteraţii.

Energia dezvoltată în camera de stingere. Se calculează cu relaţia:

$$W_a = \int_0^{t_2} U_a i_2 dt = U_a \int_0^{t_2} \left\{ \hat{I}\left[1-\cos(\omega t + \varphi_0)\right] - \frac{U_a}{L} t \right\} dt \qquad (9.63)$$

$$W_a = U_a \hat{I} t_2 + \frac{U_A \hat{I}}{\omega}\sin\varphi_0 - \frac{U_a \hat{I}}{\omega}\sin(\omega t_2 + \varphi_0) - \frac{U_a^2 t_2^2}{2L} \qquad (9.64)$$

Comparând funcţional şi constructiv un aparat limitator cu unul nelimitator se desprind următoarele avantaje pentru întreruptorul limitator:

- se diminuează sensibil tensiunea de restabilire (vezi fig. 9.27) şi ca urmare solicitarea dielectrică după trecerea prin zero a curentului este mai mică;
- se diminuează energia dezvoltată de arcul electric, conform relaţiilor (9.56) şi (9.64), şi ca urmare gradul de ionizare, în camera de stingere, este mai redus;
- căile de curent se dimensionează la curentul limitat şi nu la curentul de scurtcircuit prezumat.

Notă. Pentru scurtcircuitele tripolare există încercări de a soluţiona tema cu ajutorul calculului numeric [(9.16, 9.17] folosind date obţinute experimental pentru unele mărimi electrice (tensiunea de arc electric).

Aplicaţie numerică. Pentru raportul $U_a/\hat{U} = 0{,}5$ şi $\varphi_0 = 30° = 0{,}5235$ rad, se cere să de determine timpul scurs din momentul separării contactelor până în momentul atingerii valorii maxime a curentului limitat şi raportul $i_2/\hat{I}$. Curentul de scurtcircuit este simetric.

$$t_1 = \frac{1}{2\pi 50}(\arccos 0{,}5 - 0{,}5235) = 1{,}666\cdot 10^{-3}\ \text{s}$$

$$\frac{i_2}{\hat{I}} = \sin(2\pi 50\cdot 1{,}666\cdot 10^{-3} + 0{,}5235) - 0{,}5\cdot 2\pi 50\cdot 1{,}666\cdot 10^{-3} = 0{,}60417$$

Din relaţiile (9.53), (9.61) şi aplicaţia numerică rezultă rolul esenţial al tensiunii de arc electric în limitarea curentului de scurtcircuit.

Apariţia timpurie a arcului electric se realizează practic cu ajutorul unui declanşator care imprimă elementului mobil un impuls, înainte ca să se producă deszăvorârea mecanismului întreruptorului. Cu elementul mobil de contact în deplasare se produce şi deszăvorârea mecanismului întreruptorului. La unele întreruptoare de curenţi intenşi, se utilizează, în scopul apariţiei rapide a arcului electric, forţa de repulsie în contact şi forţele electrodinamice ale căii de curent în zona contactului.

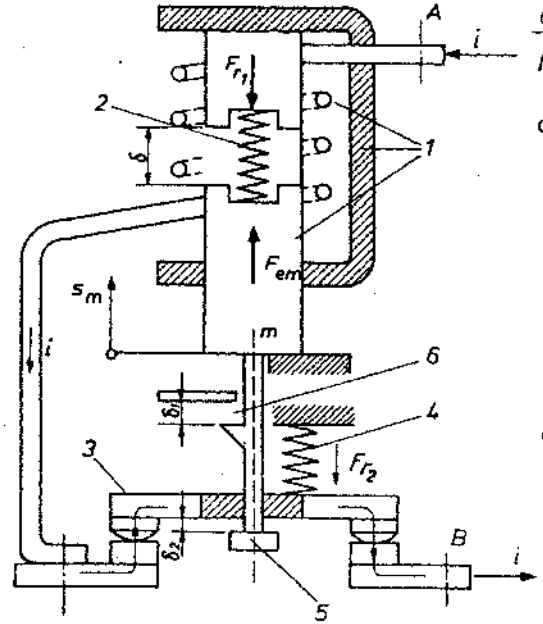


Fig. 9.28. Relativ la cinematica întreruptorului limitator de curent alternativ:
A, B - bornele aparatului; *1* - declanşator electrodinamic; *2* - resortul de repaos al declanşatorului electrodinamic; *3* - punte cu piese mobile de contact; *4* - resort pentru forţa de apăsare în contacte; *5* - sistem de acroşare pentru puntea mobilă; *6* - sistem de acroşare pentru dezăvorârea mecanismului.

În fig. 9.28 este schiţată o variantă a cinematicii întreruptorului limitator de curent alternativ cu referire la acţiunea declanşatorului electrodinamic *1*, care în esenţă este un electromagnet excitat de curentul supravegheat. La depăşirea curentului prescris forţa electromagnetică F_{em} depăşeşte forţa F_{r1} a resortului *2* de aducere în stare de repaos a plonjorului electromagnetului şi forţa F_{r2} a

resortului *4*, care asigură apăsarea în contacte. Tija *5* capătă o viteză iniţială, parcurgând intervalul δ_2 după care acroşează puntea mobilă *3* şi o antrenează mai departe. După ce şi cursa $\delta_1 > \delta_2$ a fost parcursă se produce acroşarea sistemului *6*, care determină deszăvorârea întreruptorului. Cursa δ a electromagnetului este mai mare decât cursa δ_1. Un calcul preliminar al cinematicii declanşatorului electrodinamic este prezentat rezumativ în fig. 9.28, plecând de la expresia forţei dezvoltate de electromagnet F_{em}, cu faze intermediare pentru calcularea acceleraţiei medii a_m, calcularea vitezei medii v_m şi ajungând în final a calcula cursa $s_m = f(t)$. Un calcul încă mai apropiat de realitate este posibil utilizând o metodă numerică [9.23].

Un exemplu de caracteristică de protecţie a unui întreruptor limitator (AEG) este dată în fig.9.29. Caracteristica *a* este obţinută cu ajutorul declanşatorului termic, iar caracteristica *b* - cu ajutorul declanşatorului electrodinamic similar celui descris la paragraful precedent. Se observă că la curenţi de ordinul 100 I_n durata declanşării este mai mică de 4 ms.

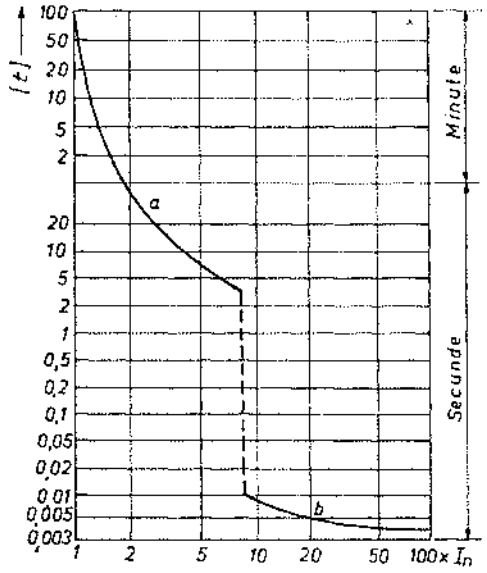


Fig. 9.29. Caracteristica de protecţie a întreruptorului limitator Mb s 16/32 (AEG).

9.2.4. Aparatul integral

Acest aparat a fost dezvoltat de firma Télémecanique în ideea de a realiza într-un singur aparat atât un contactor (cu număr mare de comutaţii), cât şi un

întreruptor limitator. În acelaţi timp se renunţă la siguranţa fuzibilă plasată în amonte de contactor. Schiţa de construcţie a acestui aparat este prezentată în fig. 9.30. Organul motor este electromagnetul *1*, la dezexcitarea căruia, sub acţiunea resorturilor *2* şi *3*, pârghia *4* împinge tija *5*, care deschide contactele aparatului, învingând forţa rezistentă a resortului *6*.

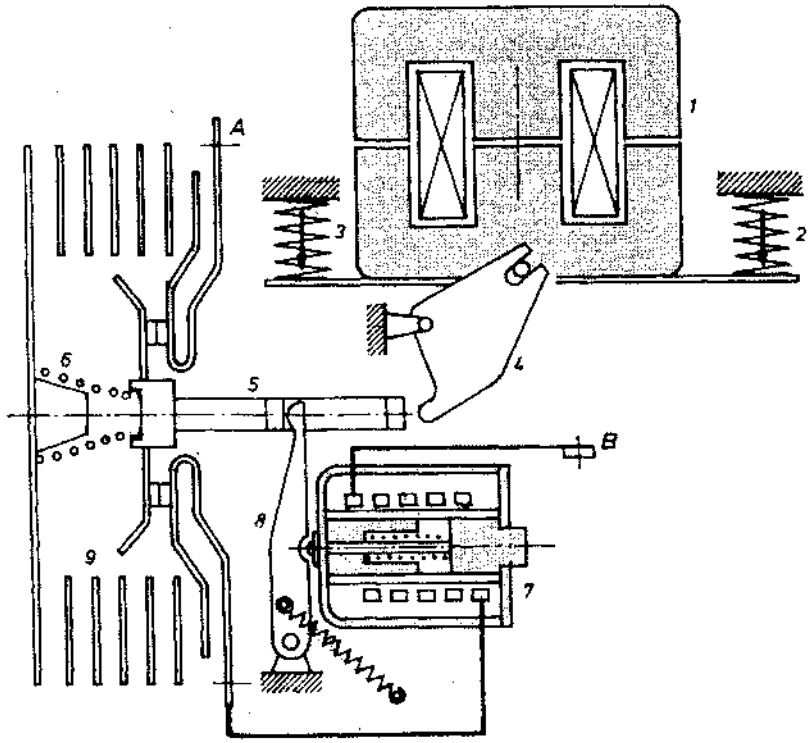


Fig. 9.30. Schiţa de construcţie a aparatului integral.

Acesta, în poziţia închis, asigură forţa de apăsare în contacte. În cazul apariţiei curenţilor de scurtcircuit, funcţionează declanşatorul *7*, care, prin intermediul pârghiei *8*, asigură formarea timpurie a arcului electric şi deci limitarea intensităţii curentului. Camera de stingere *9* este prevăzută cu plăci feromagnetice şi funcţionează după principiul efectului de electrod. Aparatul este prevăzut cu relee termice şi electromagnetice şi cu un bloc de comandă prin intermediul căruia se produce dezexcitarea bobinei electromagnetului, după cum se indică în fig. 9.31,*a*. În fig. 9.31,*b* este prezentată caracteristica de protecţie. Se observă că, începând de la valoarea 32 × 15 I_r = 480 A, se iniţiază acţiunea de limitare a curentului întrerupt. Curentul nominal al aparatului este de 32 A [9.20].

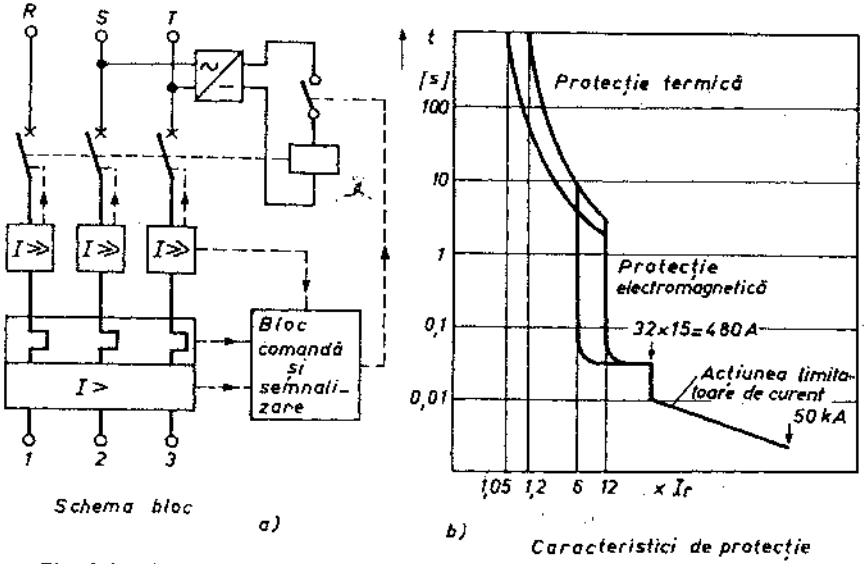


Fig. 9.31. Schema bloc (*a*) şi caracteristica de protecţie (*b*) a aparatului integral.

9.2.5. Întreruptorul limitator de curent continuu

Aproximativ 40% din energia electrică produsă este utilizată în instalaţii de curent continuu cum sunt: tracţiunea electrică cu substaţii de curent continuu (metrou, tramvai, troleibuz); tracţiunea electrică cu alimentarea locomotivei la tensiunea de 25 kV, 50 Hz şi redresarea curentului pe locomotivă; instalaţii de electroliză; instalaţii de acţionări electrice în curent continuu. Energia electrică în curent continuu se obţine prin redresarea cu diode sau tiristoare, deci cu dispozitive semiconductoare cu capacitate termică redusă.

Ca urmare, este necesar ca instalaţiile de curent continuu să fie protejate cu întreruptoare de putere rapide, capabile să limiteze curentul de scurtcircuit ca amplitudine şi durată în vederea solicitării la minimum a dispozitivelor semiconductoare. Datorită acestei limitări, chiar construcţia întreruptorului necesită o cantitate mai redusă de materiale active (cupru, materiale speciale pentru contacte şi pentru camera de stingere). Curenţii de scurtcircuit pot atinge valori până la 60...80 kA, iar limitarea lor până la valori de 20...40 kA are o mare însemnătate tehnică şi economică.

9.2.5.1. Principiul de funcţionare. Pe fig. 9.32 se poate urmări principiul de funcţionare a întreruptorului limitator de curent continuu. Bornele aparatului fiind notate cu *A* şi *B*, iar prin aparat trecând curentul *i*, la separarea pieselor de

contact *1*, *2* apare un arc electric între aceste piese (faza *I*). Acest arc electric este împins de forţe electrodinamice pe rampele *4* şi *5*, după ce piesa *3* se roteşte spre stânga în jurul punctului *0* (faza *II*).

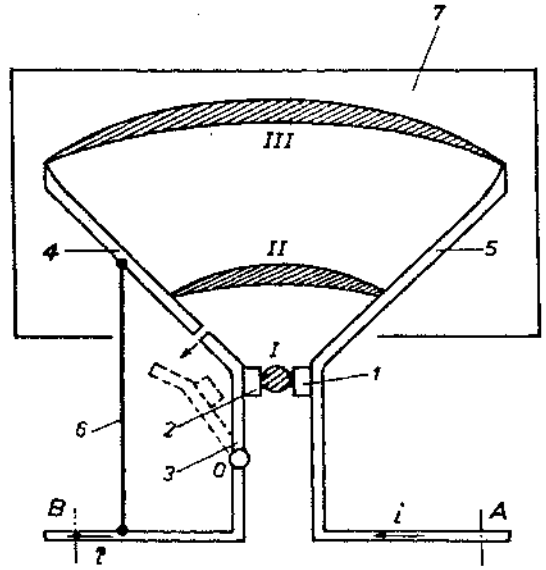


Fig. 9.32. Relativ la principiul de funcţionare a întreruptorului limitator de curent continuu.

În cele din urmă arcul electric se stabileşte între vârfurile rampelor *4* şi *5*, în camera de stingere *7* (faza *III*). Conexiunea *6* este necesară menţinerii curentului electric după rotirea piesei *3*.

În fig. 9.33 se urmăresc mărimile electrice corespunzătoare celor trei faze menţionate. La apariţia unui curent de scurtcircuit, se depăşeşte valoarea nominală I_n a curentului cu tendinţa de a se ajunge la curentul de scurtcircuit de durată I_{sc}, dar în momentul ajungerii la curentul calibrat I_c, un declanşator static*) transmite un impuls mecanic piesei *3* din fig. 9.32. În momentul 0_2 piesele de contact se separă şi între ele apare un arc electric (faza *I*) pe durata t_{a1}. Durata de vehiculare a arcului electric, pe rampele *4* şi *5*, este notată cu t_{a2}, iar cu t_{a3} este notată durata arcului în camera de stingere. Prin construcţia mecanică a întreruptorului este necesar să se asigure o apariţie timpurie a arcului electric (durata prearc t_{pa} mică) şi o introducere rapidă a acestuia în camera de stingere pentru ca aparatul să fie limitator. Astfel curentul real care trece prin întreruptor

*) Există, după cum se va vedea, şi un declanşator electrodinamic, sensibil nu la mărimea curentului, ci la panta acestuia.

nu va fi curentul i_1, ci curentul i_2 cu valoarea maximă i_l. După stingerea arcului electric (anularea curentului i_2), tensiunea care se restabilește la bornele aparatului este tensiunea sursei U_n. Tensiunea maximă U_a a arcului electric ca și durata t_a a arcului electric depind de construcția camerei de stingere. Valoarea tensiunii arcului electric U_a în momentul obținerii valorii maxime a curentului i_2, adică pentru $i_2 = i_l$, rezultă din ecuația de funcționare a circuitului:

$$U_n = Ri_2 + L\frac{di_2}{dt} + u_a \tag{9.65}$$

în care $di_2/dt = 0$ și $i_2 = i_l$ și deci

$$u_a = U_n - Ri_l \tag{9.66}$$

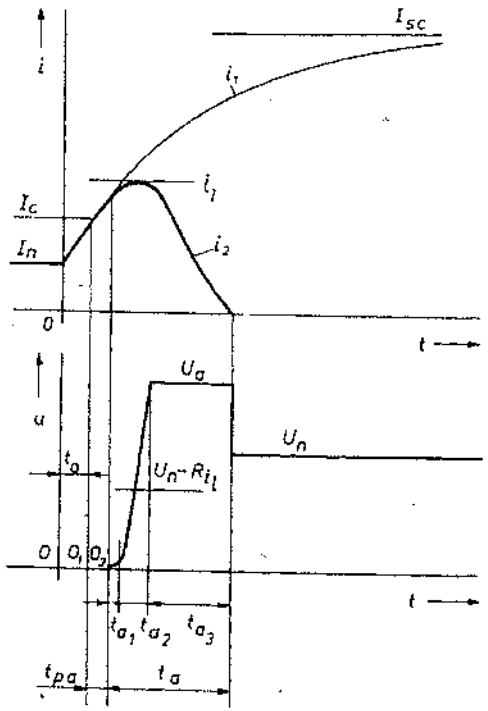


Fig. 9.33. Diagrame de curent și tensiune tipice la întreruptorul limitator de curent continuu.

La întreruptoarele limitatoare rapide, timpul t_{pa} scurs între atingerea curentului calibrat I_c și momentul separării pieselor de contact este de aproximativ 3 ms, în cazul aparatelor echipate cu declanșator static și numai de aproximativ 1 ms, în cazul aparatelor echipate cu declanșator electrodinamic.

9.2.5.2. Soluția constructivă. În soluția constructivă a unui aparat limitator, esențiale sunt calea de curent, declanșatorul static și cel electrodinamic [9.1, 9.22].

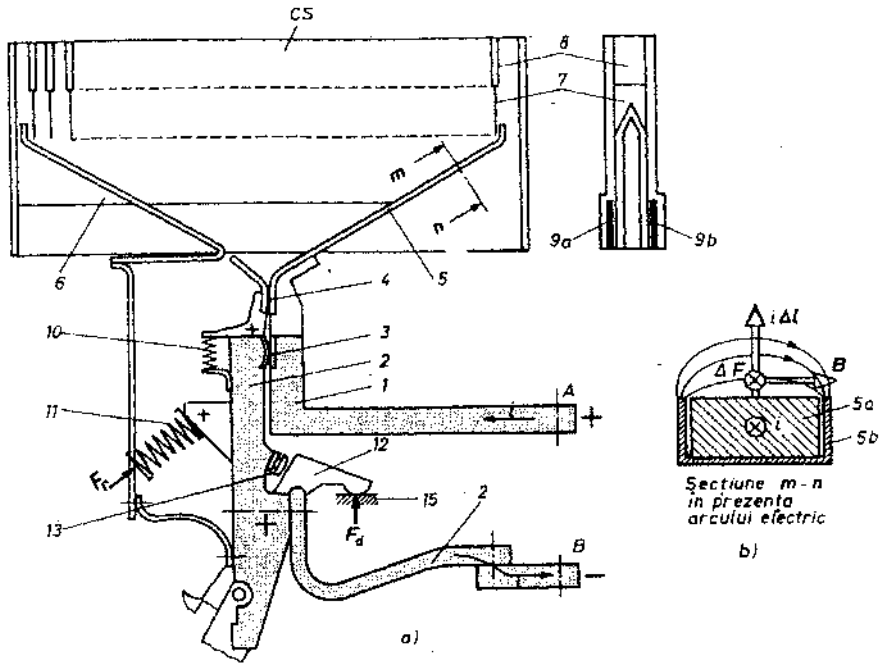


Fig. 9.34. Schița de construcție a unui întreruptor limitator de curent continuu: *a* - calea de curent; *b* - autosuflaj la piciorul arcului electric.

Calea de curent. În fig. 9.34 este prezentată schița de construcție a unei căi de curent, care include bornele *A*, *B*, barele conductoare *1*, *2*, sistemul de contacte *3* (de durată) și *4* (de arc electric), rampele *5*, *6* aflate în camera de stingere *CS*. Această cameră este echipată cu plăcile feromagnetice *7* și piesele izolante *8*, în interior și cu plăcile feromagnetice *9*, în exterior. Resortul *10* asigură forța de apăsare în contactul de arc *4*, iar resortul *11* asigură presiunea în contactul de durată *2*. Pentru deschiderea aparatului forța F_d a declanșatorului static, sau a celui electromagnetic, acționează asupra pârghiei *12*, care lovește capul șurubului reglabil *13*, solidar cu piesa *2* și astfel apare arcul electric între piesele contactului *4*, după ce în prealabil s-a comprimat resortul *11* și s-a deschis contactul de durată *3*.

Vehicularea arcului electric pe rampă şi stingerea arcului electric se bazează pe următoarele soluţii constructive şi principii:

a) În zona contactelor calea de curent este formată de barele *1* şi *2* foarte apropiate (la o distanţă de aproximativ 5 mm), astfel încât asupra plasmei arcului electric să acţioneze forţa Lorentz ($\mathbf{F} = \mathbf{J} \times \mathbf{B}$), în această fază calea de curent având forma literei U răsturnată.

b) Efectul de buclă determină avansarea picioarelor de arc electric pe rampele *5* şi *6*, prin faptul că există o componentă transversală a inducţiei magnetice, componentă produsă de trecerea curentului electric prin rampe.

c) Un concentrator de câmp magnetic, format din plăcile feromagnetice *9a, b* (cu grosimea de 3 mm), sporeşte inducţia magnetică în zona de formare a arcului electric.

d) Rampa *5a*, conectată la polul plus (+), este aşezată într-un jgheab feromagnetic *5b*, după cum se vede în fig. 9.34, *b*. Prin această soluţie constructivă, se dezvoltă o forţă Lorentz suplimentară la piciorul arcului electric, care determină vehicularea acestuia pe rampă. În cazul arcului electric de curent intens, rampa *5* (anodul) este supusă unui bombardament de electroni, care prin cedarea energiei lor, ridică temperatura locală a anodului şi favorizează stabilitatea locală a piciorului arcului electric.

e) Stingerea arcului electric şi limitarea tensiunii de arc electric se produce pe baza principiului *efectului de nişe asociat cu efectul de electrod* realizat cu plăcile feromagnetice *7*, profilate după forma literei V. Numărul de plăci feromagnetice se poate determina plecându-se de la relaţia (7.133 din vol.1), unde tensiunea de arc electric

$$U_a = n_i U_i + E_a l \tag{9.67}$$

unde s-a notat:

n_i - numărul de intervale între plăcile feromagnetice;

U_i - tensiunea pe interval; $U_i \approx 25$ V;

E_a - gradientul arcului electric; $E_a \approx 30...50$ V/cm

şi se obţine:

$$n_i = R_1 \frac{I_{sc}(1 - e^{-\frac{t_1 + t_a}{T}}) + I_n e^{-\frac{t_1 + t_a}{T}}}{(1 - e^{-\frac{t_a}{T}})U_i} - \frac{E_a l}{U_i} \tag{9.68}$$

unde:

$$\left.\begin{aligned} t_1 &= t_0 + t_{pa}\text{, din fig. 9.33} \\ t_a &= t_{a1} + t_{a2} + t_{a3}\text{, din fig. 9.33.} \end{aligned}\right\} \tag{9.69}$$

Este necesar ca tensiunea de arc electric U_a să fie menţinută în limite rezonabile, adică $U_a \leq 2U_n$, pentru a nu solicita excesiv izolaţia aparatului şi a instalaţiei.

Exemplu de calcul. Pentru $t_1 = 5$ ms, $t_a = 6$ ms, $T = 25$ ms; $E_a = 45$ V/cm;

$l = 0{,}2$ m; $I_n = 3150$ A, $I_{sc} = 60$ kA, $U_n = 1000$ V, cu relaţia (7.133) rezultă tensiunea de arc:

$$U_a = \frac{1000}{60 \cdot 10^3} \cdot \frac{60 \cdot 10^3 (1 - e^{-11/25}) + 3150\, e^{-11/25}}{1 - e^{-6/25}} = 1827 \text{ V}$$

Numărul de intervale cu relaţia (9.67) este:

$$n_i = \frac{U_a - E_a l}{U_i} = \frac{1827 - 45 \cdot 20}{25} = 37$$

Numărul de plăci feromagnetice se deduce:

$$n = n_i - 1 = 37 - 1 = 36$$

f) Gazul ionizat de coloana arcului electric este evacuat la partea superioară a camerei de stingere, fiindcă în zona de producere a arcului electric, prin dilatarea aerului, se produce o presiune locală, iar forma incintei este evazată, cu deschiderea mare la partea superioară. Acest gaz (aer) este deionizat în contactul cu pereţii reci *8*, realizaţi dintr-un material electroizolant şi rezistent la şocuri termice.

Notă. Contactele electrice de durată sunt realizate din argint de mare puritate (99,8 %) de preferinţă de tip linear, cu o forţă specifică de apăsare de 0,12 N/A, iar contactele de arc electric se pot realiza şi din cupru tare, cunoscând că ele se pot înlocui după un număr de 3-5 întreruperi la curent de scurtcircuit mare. După deschiderea contactelor *3* şi *4*, mecanismul întreruptorului este declichetat, piesa *2* se roteşte la stânga, iar întreruptorul nu mai poate fi închis pe scurtcircuit.

Declanşatorul static. Un exemplu de declanşator static este schiţat în fig. 9.35 cu reperele din fig. 9.34, în care se constantă că, în scopul declanşării aparatului, nu se foloseşte o sursă auxiliară de energie. Curentul care parcurge piesele *1* şi *2* ale căii de curent din fig. 9.34 excită miezul feromagnetic *14* cu armătura mobilă *15*, respectiv miezul feromagnetic *16* cu armătura mobilă *17*. La funcţionarea sub curentul calibrat fluxul principal al miezului *16* se stabileşte prin armătura *15* trecând prin două locuri înguste (istmuri), astfel încât armătura *15* se sprijină pe aceste istmuri sub acţiunea resortului *18*. La depăşirea curentului calibrat, cele două locuri înguste se saturează, iar fluxul care parcurge miezul feromagnetic *16* se va închide prin armătura *17*, care va fi atrasă. În acelaşi timp armătura mobilă *15*, asupra căreia se exercită o forţă de atracţie faţă de miezul *15* şi o forţă de atracţie de miezul *14*, se eliberează de forţa de atracţie faţă de miezul *16* şi este atrasă de miezul *14*. Astfel, prin însumarea forţelor de atracţie a ambelor armături (15 şi 17) se dezvoltă forţa de declanşare F_d (vezi fig. 9.34,*a*) care loveşte pârghia de declanşare *12*.

Reglajul brut al curentului calibrat se obţine prin translatarea miezului *12* şi deci prin modificarea întrefierului δ_1; reglajul fin se obţine prin translatarea armăturii *17*, care astfel modifică întrefierul δ_2.

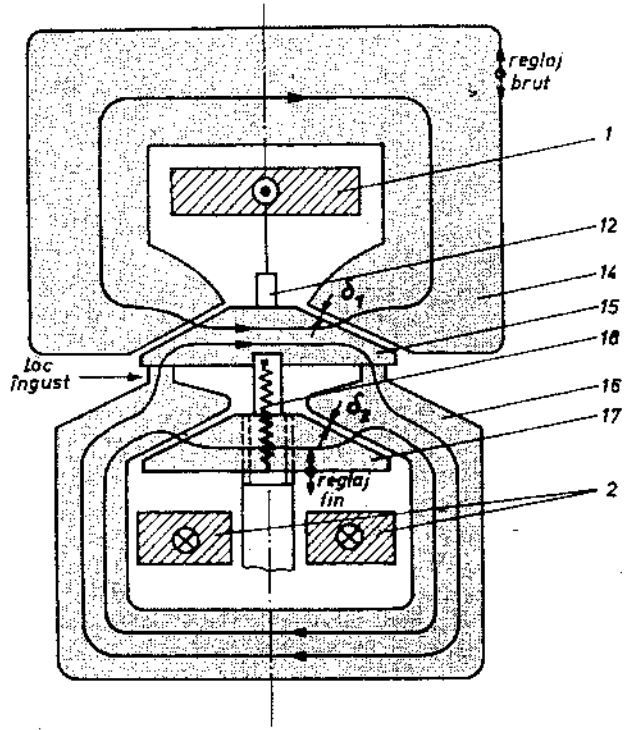


Fig. 9.35. Declanşatorul static.

Sensibilizarea la panta curentului. Această sensibilizare apare utilă în două circumstanţe, şi anume:

a) Se urmăreşte protecţia sursei de curent continuu echipată cu dispozitive semiconductoare, în sensul că apariţia arcului electric să fie cât mai timpurie, iar integrala Joule $\int_0^{t_a} i^2 dt$ să fie mai mică decât integrala Joule a redresorului.

b) Apelul de curent, într-o substaţie de tracţiune, rezultat din demararea a 2...3 trenuri în apropierea staţiei poate fi mai mare decât curentul de scurtcircuit la o distanţă mare de substaţie. La apariţia unui scuricircuit, în această circumstanţă, declanşatorul static nu acţionează.

În fig. 9.36 este dată schema de principiu a unui dispozitiv electronic sensibil la panta curentului şi care în final produce un impuls de comandă cu care se excită fie un declanşator electrodinamic, fie un declanşator de lucru.

Senzorul de pantă este transformatorul de impuls *TI*, cu primarul format dintr-o bară parcursă de curentul controlat, care are expresia dată de relaţia (7.130) din volumul I, în ipoteza creşterii rapide a tensiunii de arc electric. Panta

curentului i_1, în momentul iniţierii curentului de scurtcircuit, este:

$$\left(\frac{di_1}{dt}\right)_{t=0} = \frac{1}{T}\left(I_{sc}\, e^{-\frac{t}{T}} - I_n\, e^{-\frac{t}{T}}\right) = \frac{1}{T}(I_{sc} - I_n) \qquad (9.70)$$

iar tensiunea indusă în secundarul transformatorului are expresia:

$$e_2 = -\frac{d\psi}{dt} = -M\frac{di_1}{dt} = -\frac{M}{T}(I_{sc} - I_n) \qquad (9.71)$$

unde M este inductivitatea mutuală, iar T-constanta de timp a circuitului în scurt.

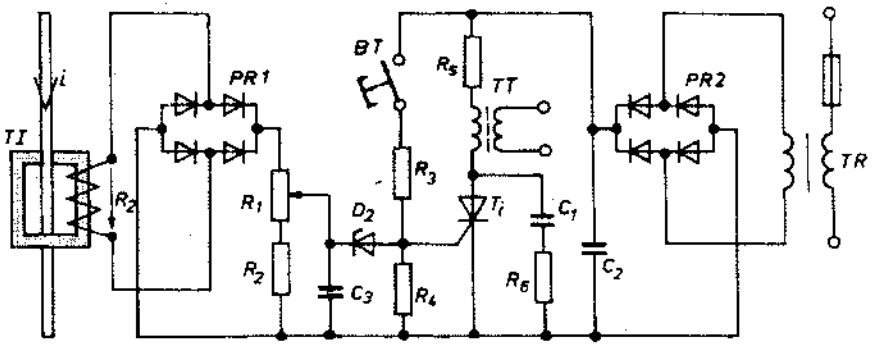


Fig. 9.36. Schema electrică pentru sensibilizare la panta curentului.

Cum $I_{sc} > 10^2\, I_n$, se poate aprecia că tensiunea indusă în secundarul transformatorului este proporţională cu valoarea stabilizată a curentului de scurtcircuit prezumat. Semnalul e_2 este trecut prin puntea redresoare PR_1 în vederea sensibilizării etajelor următoare. Rezistenţele R_1 şi R_2 servesc la reglarea nivelului de acţionare. Dacă semnalul cules prin potenţiometrul R_1 depăşeşte un nivel dat, dioda Zener D_2 conduce şi astfel se amorsează tiristorul T_i, în circuitul căruia se află transformatorul de transfer *TT*. Acesta poate comanda, prin intermediul unui tiristor de putere sau a unui tiraton cu catod rece, un declanşator de lucru. Grupul format din transformatorul de reţea *TR*, puntea redresoare PR_2 şi condensatorul C_2 asigură alimentarea în curent continuu a schemei. Condensatorul C_1 şi rezistenţa R_6 asigură protecţia tiristorului T_i. Butonul de testare *BT* oferă posibilittea de a verifica funcţionarea schemei în absenţa defectului.

Declanşatorul electrodinamic acţionează direct asupra piesei mobile de contact şi deschide timpuriu atât contactul de regim permanent, cât şi contactul de arc electric; ulterior se produce şi declichetarea mecanismului întreruptorului.

9.3. Siguranţa fuzibilă de joasă tensiune

Stingerea arcului electric în contact cu granule din material refractar este un principiu utilizat la funcţionarea *siguranţelor fuzibile*. În aceste aparate arcul electric apare după topirea, provocată de trecerea curentului electric, a benzilor sau firelor aşezate în *mediu granulat* (nisip de cuarţ). Transferul de căldură de la plasmă la granule se realizează prin conducţie termică.

Stingerea arcului electric se produce în momentul în care tensiunea arcului electric depăşeşte valoarea care provoacă instabilitatea arcului electric.

Siguranţa fuzibilă este un aparat de comutaţie al cărui rol funcţional este de a deschide un circuit parcurs de un curent electric a cărui intensitate depăşeşte o valoare prescrisă, prin fuziunea unuia sau mai multor elemente dimensionate în acest scop.

Funcţionarea siguranţei fuzibile are loc la trecerea unui curent de scurtcircuit şi în acest caz se limitează amplitudinea curentului şi durata sa. În cazul în care funcţionarea are loc la suprasarcină, se limitează numai durata suprasarcinii, amplitudinea curentului de suprasarcină se conservă.

9.3.1. Funcţionarea la scurtcircuit; carcateristica de limitare

Elementul fuzibil se află înglobat într-o masă de nisip de cuarţ, astfel încât stingerea arcului electric este determinată de preluarea căldurii de către granulele de nisip. Se observă că din momentul în care firul ajunge în stare lichidă, masa de lichid nu mai păstrează forma geometrică a firului, fiind supusă deformării cauzate de forţele electrodinamice în bucla parcursă de curent, şi de forţele Lorentz în masa de lichid.

Procesul complex al topirii fuzibilului sub acţiunea curentului de scurtcircuit este schematizat în fig. 9.37. Pe durata $0...t_1$ are loc încălzirea firului până la temperatura θ_1; pe durata $t_1...t_2$ materialul se topeşte în întregime, iar temperatura θ_1 se conservă; pe durata $t_2...t_3$ lichidul este încălzit până la temperatura de vaporizare θ_2, după care ar urma, teoretic, formarea arcului electric. În realitate, arcul electric se formează mai devreme între picăturile de metal lichid, ca urmare a existenţei forţelor electrodinamice şi de tensiune superficială a lichidului.

Se poate calcula durata $0...t_1$ şi curentul i_1 la care începe fuziunea pe curba a de creştere a curentului, ca şi curentul i_2 la care s-a terminat topirea metalului, în ipoteza că se păstrează forma geometrică a firului. Procesul de topire a fuzibilului se studiază pe etape.

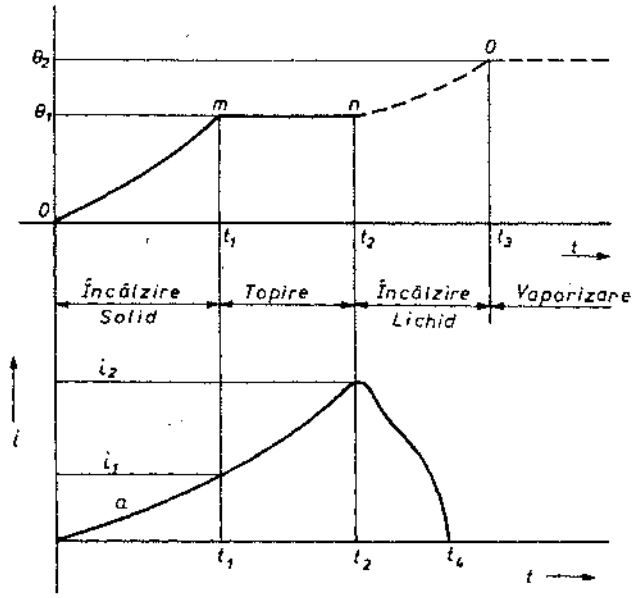


Fig. 9.37. Relativ la procesul topirii elementului fuzibil.

Evoluţia în intervalul $0...t_1$. În acest interval are loc încălzirea elementului fuzibil sub acţiunea curentului de scurtcircuit. Durata acestuia este de 1...5 ms şi, ca urmare, se poate considera că într-un interval atât de scurt nu există schimb de căldură cu mediul ambiant; *evoluţia este adiabatică*. În acest caz este valabilă ecuaţia căldurii scrisă sub forma:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\rho J^2}{c_1} = \frac{\rho_{20}(1+\alpha_R\theta)J^2}{c_1} \tag{9.72}$$

unde: ρ_{20} este rezistivitatea materialului la 20°C;
α_R - coeficientul de temperatură al rezistivităţii;
c_1 - căldura specifică volumică în stare solidă;
A - aria secţiunii transversale a elementului fuzibil în secţiunea diminuată;
θ - supratemperatura (peste + 20°C).

Din relaţia precedentă se obţine:

$$\int_0^{t_1} J^2 dt = \frac{c_1}{\rho_{20}} \int_0^{\theta_1} \frac{d\theta}{1+\alpha_R\theta} = \frac{c_1}{\rho_{20}\alpha_R} \ln(1+\alpha_R\theta_1) \tag{9.73}$$

Se observă că primul termen reprezintă integrala în timp a pătratului densităţii de curent, iar termenul al doilea reprezintă o constantă de material, întrucât c_1, ρ_{20}, α_R şi θ_1 sunt bine stabilite pentru un material dat. Astfel relaţia (9.73) se poate scrie sub forma:

$$\int_0^{t_1} J^2 dt = K_1 \tag{9.74}$$

unde constanta K_1 se mai numeşte şi *constanta lui Meyer*.

Evoluţia în intervalul $t_1 \ldots t_2$. În acest interval de timp există atât metal solid, cât şi lichid, care ocupă ipotetic forma geometrică a elementului în stare solidă. Bilanţul energetic ia forma:

$$\int_{t_1}^{t_2} i^2 \rho_m \frac{l}{A} dt = \lambda A l \tag{9.75}$$

sau

$$\int_{t_1}^{t_2} J^2 dt = \frac{\lambda}{\rho_m} = K_2 \tag{9.76}$$

unde: ρ_m este rezistivitatea medie de lichid şi solid;
λ - căldura latentă volumică de topire.

K_2 depinde de căldura latentă de topire şi de ρ_m - rezistivitatea medie şi deci este tot o constantă de material.

Evoluţia în intervalul $t_2 \ldots t_3$. În acest interval de timp metalul lichid se încălzeşte de la θ_1 la θ_2, până ajunge la temperatura de vaporizare. Bilanţul energetic corespunzător este:

$$\int_{t_2}^{t_3} J^2 dt = \frac{c_2}{\rho_2 \beta} \ln[1 + \beta(\theta_2 - \theta_1)] = K_3 \tag{9.77}$$

unde: c_2 este căldura specifică volumică în stare lichidă;
ρ_2 - rezistivitatea în stare lichidă;
β - coeficientul de temperatură al rezistivităţii în stare lichidă;
K_3 - constantă de material.

Pentru intervalul de timp total de la 0 la t_3 se poate scrie:

$$\int_0^{t_3} J^2 dt = \int_0^{t_1} J^2 dt + \int_{t_1}^{t_2} J^2 dt + \int_{t_2}^{t_3} J^2 dt = K_1 + K_2 + K_3 = K \tag{9.78}$$

În tabelul 9.8 se indică, după Rüdenberg [9.18], valorile constantelor de material K_1, K_2, K_3 pentru metalele cupru şi argint.

Din tabelul 9.8 rezultă că valoarea lui K_1 este aproximativ 0,75 din valoarea lui K. Valoarea lui K pentru argint este aproximativ 0,67 din valoarea corespunzătoare pentru cupru şi prin urmare argintul este mai indicat pentru construirea siguranţelor fuzibile, deoarece se topeşte mai repede decât cuprul la acelaşi curent.

Tabelul 9.8

Constante de material, în [A/ cm^2]^2 · s

Constanta	Cupru	Argint
K_1	$8{,}63 \cdot 10^8$	$5{,}91 \cdot 10^8$
K_2	$1{,}33 \cdot 10^8$	$1{,}02 \cdot 10^8$
K_3	$1{,}76 \cdot 10^8$	$1{,}07 \cdot 10^8$
$K_1 + K_2 + K_3 = K$	$11{,}72 \cdot 10^8$	$8{,}00 \cdot 10^8$

La efectuarea calculelor practice se consideră $K = K_1 + K_2$, deoarece, în stare complet lichidă, fuzibilul nu mai poate să-şi conserve forma geometrică din starea solidă, iar arcul electric apare între picăturile de lichid înainte de încălzirea acestuia până la temperatura de vaporizare. Astfel, calculul duratei de topire şi a curentului limitat, care reprezintă valoarea instantanee a curentului în momentul topirii complete a fuzibilului, se face cu relaţia:

$$\int_0^{t_2} J^2 dt = K_1 + K_2 = K \tag{9.79}$$

Intervalul de timp scurs între momentul apariţiei curentului de scurtcircuit şi momentul apariţiei arcului electric se numeşte *durata prearc*.

Durata prearc în curent continuu. Dacă se consideră un circuit neinductiv şi siguranţa este parcursă de curentul I, relaţia (9.79) conduce la:

$$I^2 t_2 = KA^2, \quad \text{sau:} \quad t_2 = \frac{KA^2}{I^2} = t_0 \tag{9.80}$$

Cu t_0 se notează durata prearc a curentului limitat, în cazul curentului continuu de forma treptei [9.14].

Dacă circuitul are inductivitate, iar constanta de timp corespunzătoare este $\tau = L/R$, curentul care parcurge siguranţa are expresia:

$$i = I(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \tag{9.81}$$

unde I este valoarea stabilizată a curentului. Prin introducerea curentului i în relaţia (9.79) se obţine:

$$I^2 \int_0^{t_2} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right)^2 dt = I^2 \int_0^{t_2} \left(1 + e^{-\frac{2t}{\tau}} - 2e^{-\frac{t}{\tau}}\right) dt = KA^2 \tag{9.82}$$

sau

$$t_2 - \frac{\tau}{2}\left(e^{-\frac{2t_2}{\tau}} - 1\right) + 2\tau\left(e^{-\frac{t_2}{\tau}} - 1\right) = \frac{KA^2}{I^2} = t_0 \tag{9.83}$$

relație care stabilește o legătură între durata t_2 și durata t_0, dar se observă că ecuația corespunzătoare este transcendentă. Pentru rezolvarea acestei ecuații se ordonează termenii și apoi se dezvoltă funcția exponențială*), care se limitează la termenul al patrulea, ceea ce este suficient, dacă se consideră că $t_2 \ll \tau$:

$$t_0 \approx t_2 + \frac{\tau}{2} - 2\tau - \frac{\tau}{2}\left(1 - \frac{2t_2}{\tau} + \frac{4t_2^2}{2\tau^2} - \frac{8t_2^3}{6\tau^3}\right) + 2\tau\left(1 - \frac{t_2}{\tau} + \frac{t_2^2}{2\tau^2} - \frac{t_2^3}{6\tau^3}\right) \quad (9.84)$$

sau

$$\frac{1}{3} \cdot \frac{t_2^3}{\tau^2} = t_0 \quad (9.85)$$

de unde rezultă

$$t_2 = \sqrt[3]{3t_0\tau^2} \quad (9.86)$$

Deci durata t_2 a fuziunii firului se poate determina în funcție de durata t_0 și constanta de timp τ. Curentul limitat este dat de relația (9.81), în care pentru t se introduce valoarea din (9.86), adică:

$$i_2 = I\left(1 - e^{-\frac{t_2}{\tau}}\right) \quad (9.87)$$

Durata prearc în curentul alternativ. În cazul *curentului de scurtcircuit simetric*, expresia acestuia poate fi scrisă sub forma:

$$i = \sqrt{2}\, I \sin \omega t \approx \sqrt{2}\, I \omega t \quad (9.88)$$

În ipoteza că topirea fuzibilului are loc după timpul t_2 foarte mic, unghiul ωt_2 este mic, iar sin ωt_2 se înlocuiește cu ωt_2; ecuația generală devine:

$$\int_0^{t_2} i^2 dt = 2I^2\omega^2 \int_0^{t_2} t^2 dt = \frac{2}{3} I^2 \omega^2 t_2^3 = KA^2 \quad (9.89)$$

De aici rezultă:

$$t_2 = \sqrt[3]{\frac{3KA^2}{2I^2\omega^2}} \quad (9.90)$$

Dacă în această relație se înlocuiește $KA^2/I^2 = t_0$ și $\omega^2 = 4\pi^2/T^2$, unde T este perioada curentului alternativ, se obține:

$$t_2 = \sqrt[3]{\frac{3t_0T^2}{8\pi^2}} \approx \frac{1}{3}\sqrt[3]{t_0T^2} \quad (9.91)$$

*) $e^x = 1 + x + \frac{x^2}{2!} + \frac{x^3}{3!}$

Dacă se raportează timpul de fuziune t_2 și timpul de fuziune în curent continuu t_0 la durata perioadei, se obțin mărimile relative:

$$\sigma_m = \frac{t_2}{T} \quad \text{sau} \quad t_2 = \sigma_m T \quad (9.92)$$

$$\sigma_0 = \frac{t_0}{T} \quad \text{sau} \quad t_0 = \sigma_0 T \quad (9.93)$$

Cu aceste notații relația (9.91) devine:

$$\sigma_m T = \frac{1}{3}\sqrt[3]{\sigma_0 T^3} \quad \text{sau} \quad \sigma_m = \frac{1}{3}\sqrt[3]{\sigma_0} \quad (9.94)$$

Deci, timpul de fuziune relativ σ_m în curent alternativ simetric se poate exprima în funcție de timpul de fuziune relativ în curent continuu.

Curentul limitat i_2 în regim simetric se obține din relația (9.88), și anume:

$$i_2 = 2\pi\sqrt{2}\, I \sigma_m \quad (9.95)$$

În cazul *curentului de scurtcircuit asimetric* expresia acestuia se poate scrie sub forma:

$$i = \sqrt{2}\, I\left(e^{-\frac{t}{\tau}} - \cos\omega t\right) \approx \sqrt{2}\, I(1 - \cos\omega t) \quad (9.96)$$

Prin dezvoltarea în serie*) a funcției cos ωt și limitarea la primii doi termeni se obține:

$$i = \sqrt{2}\, I\left(1 - 1 + \frac{\omega^2 t^2}{2}\right) = \sqrt{2}\, I \frac{\omega^2 t^2}{2} \quad (9.97)$$

care însă se depărtează de funcția sinusoidală, deoarece dezvoltarea în serie s-a limitat la primii doi termeni. Ecuația parabolei se poate corecta cu ajutorul coeficientului k, astfel încât curba ecuației corectate să intersecteze funcția sinusoidală la timpul $t = T/4$, considerat cel mai mare timp de fuziune posibil. Se poate scrie deci:

$$i = kI\left|\sqrt{2}\frac{\omega^2 t^2}{2}\right|_{t=T/4} = \left|I\sqrt{2}(1 - \cos\omega t)\right|_{t=T/4} \quad (9.98)$$

sau

$$kI\sqrt{2}\frac{4\pi^2}{2T^2}\,\frac{T^2}{16} = I\sqrt{2}$$

de unde rezultă:

*) $\cos x = 1 - \frac{x^2}{2!} + \frac{x^4}{4!} - \frac{x^6}{6!} + \ldots$

$$k = \frac{8}{\pi^2} \tag{9.99}$$

iar ecuaţia corectată a parabolei este:

$$i = \frac{8}{\pi^2} I\sqrt{2}\frac{4\pi^2}{2T^2} t^2 = \frac{16\sqrt{2}}{T^2} It^2 \tag{9.100}$$

Acum se poate scrie expresia integralei pătratului curentului:

$$\int_0^{t_2} \left(\frac{16\sqrt{2}}{T^2} It^2\right)^2 \mathrm{d}t = \frac{102{,}4}{T^4} I^2 t_2^5 = KA^2$$

sau

$$t_2 = \frac{1}{2{,}53}\sqrt[5]{\frac{KA^2}{I^2}T^4} = \frac{1}{2{,}53}\sqrt[5]{T^4 t_0} \tag{9.101}$$

Dacă se menţin notaţiile pentru indicarea timpului relativ de fuziune $\sigma_m = t_2/T$ şi $\sigma_0 = t_0/T$, ecuaţia (9.101) se poate scrie:

$$\sigma_m T = \frac{1}{2{,}53}\sqrt[5]{T^5\sigma_0} \quad \text{sau} \quad \sigma_m = \frac{1}{2{,}53}\sqrt[5]{\sigma_0} \tag{9.102}$$

Valoarea limitată a curentului de scurtcircuit asimetric se obţine dacă în relaţia (9.100) se ţine seama de (9.102), adică:

$$i_2 = 16\sqrt{2}\, I\, \sigma_m^2 \tag{9.103}$$

În fig. 9.38 s-au tras curbele curenţilor de scurtcircuit, în ipotezele de calcul făcute, şi anume:

curba *a*: $i = I$

curba *b*: $i = I(1 - e^{-\frac{t}{\tau}})$

curba *c*: $i = I\sqrt{2}\sin\omega t$

curba *d*: $i = I\sqrt{2}(1 - \cos\omega t)$

curba *e*: $i = \frac{16\sqrt{2}}{T^2} It^2$

De asemenea, pentru curba exponenţială *b*, s-a trasat tangenta în origine, care defineşte prin intersecţia cu I = const. subtangenta, adică valoarea constantei de timp τ a circuitului de curent continuu.

Caracteristica de limitare se obţine trecând în ordonată valoarea instantanee a curentului limitat $i_{lim} = i_2$ (vezi fig.9.37), iar în abscisă valoarea efectivă a curentului care s-ar stabili în circuit dacă siguranţa fuzibilă ar fi înlocuită cu un conductor de impendanţă nulă. Pentru curenţii de scurtcircuit simetric şi asimetric există carcateristici diferite. În cazul curentului de scurtcircuit asimetric limitarea curentului este mai pronunţată, dar durata prearc mai mare decât în cazul curentului de scurtcircuit simetric.

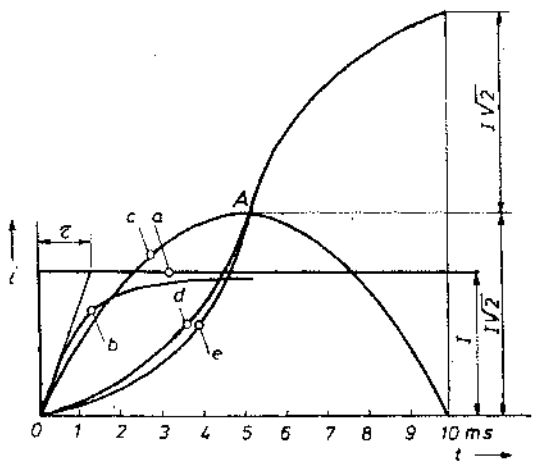


Fig. 9.38. Diagrame ale curenţilor de scurtcircuit.

După topirea completă a elementului fuzibil şi deci, după iniţierea arcului electric, curentul mai creşte puţin, deoarece rezistenţa arcului electric este încă mică. În fig. 9.39 sunt date diagramele curentului de scurtcircuit simetric (*a*) şi asimetric (*b*), în care se observa creşterea curentului de scurtcircuit după topirea elementului fuzibil.

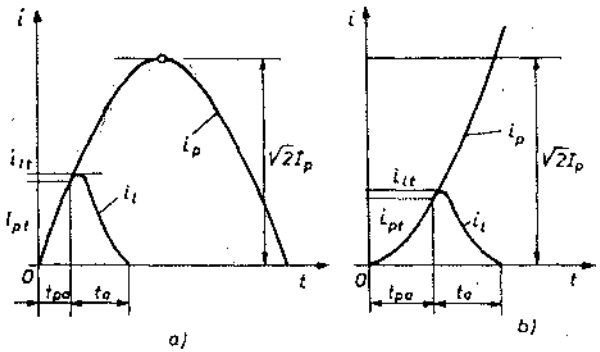


Fig. 9.39. Efectul de limitare:
a - curent simetric; *b* - curent asimetric.

Pe diagramele corespunzătoare s-au făcut următoarele notaţii, în acord cu recomandările CEI[9.11]:

i_p - curentul prezumat, definit ca acel curent care ar trece prin circuit dacă siguranţa fuzibilă ar fi înlocuită cu o conexiune de impedanţă neglijabilă;

i_{pt} - curentul prezumat tăiat, definit ca valoare instantanee a curentului prezumat în momentul apariţiei arcului electric;

i_l - curentul limitat care trece prin siguranţa fuzibilă; valoarea instantanee;

i_{lt} - curentul limitat tăiat (curent de trecere), valoarea instantanee maximă a curentului limitat. În general curentul limitat tăiat i_{lt} este mai mare decât curentul prezumat tăiat, deoarece curentul prezumat este în creştere, iar rezistenţa arcului electric este încă mică;

t_{pa} - durata prearc (timp de topire), timpul scurs între momentul ineţiei curentului de scurtcircuit, de suficientă amplitudine pentru a topi elementele fuzibile şi momentul apariţiei arcului electric;

t_a - durata arcului, timpul scurs între momentul iniţierii arcului electric şi momentul extincţiei totale a acestuia;

$t_{pa} + t_a$ - durata de funcţionare, suma între durata prearc şi durata arcului.

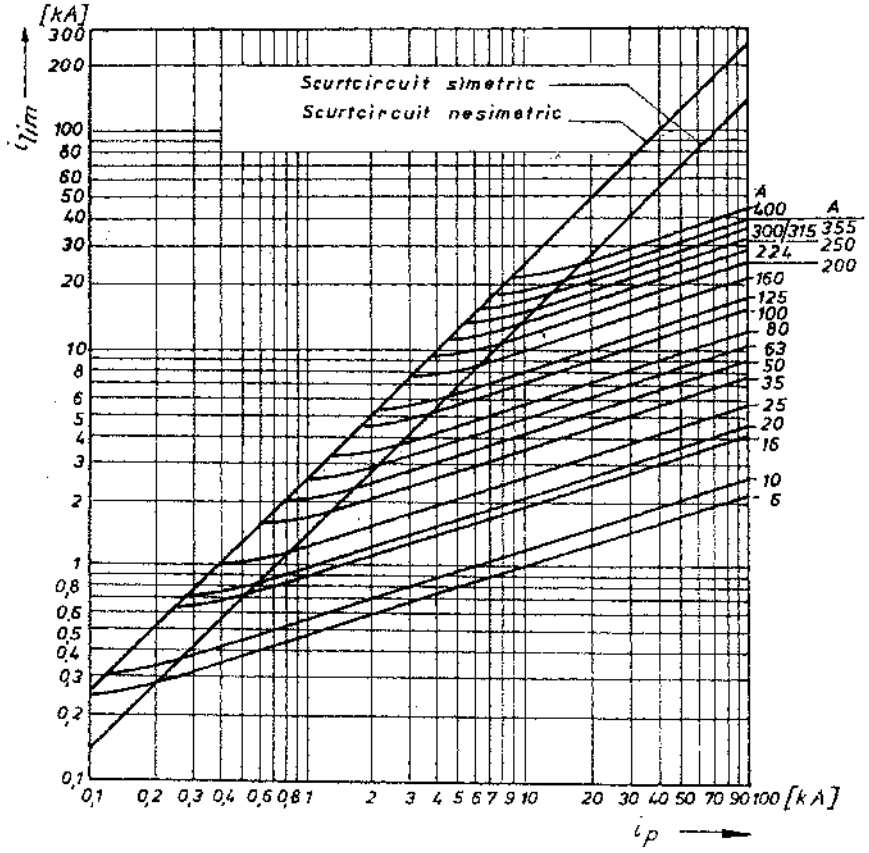


Fig. 9.40. Caracteristici de limitare pentru o serie normalizată de elemente înlocuitoare.

Din diagramele (calculate) sau oscilogramele (înregistrate), de tipul celei din fig. 9.39, pentru diferitele valori ale curentului prezumat, se trasează

caracteristicile următoare:

Caracteristica de limitare. Se trasează ca în fig. 9.40, adică pe abscisă se trece curentul prezumat (valoarea efectivă), iar pe ordonată valoarea curentului limitat tăiat. Curbele se trasează pentru diferite grade de asimetrie a curentului prezumat. Se poate constanta, după cum s-a prezentat şi în fig. 9.39, *a* şi *b*, că valoarea curentului limitat tăiat la curentul prezumat asimetric este mai mică decât valoarea la curent simetric, pentru acelaşi element înlocuitor. Deoarece limitarea curentului are loc pe o durată prearc mai mică decât 5 ms, pe această durată procesul de încălzire al benzii fuzibile se consideră adiabatic.

Caracteristica $\int i^2 dt$ *(integrala Joule)*. Se obţine trecând pe ordonată efectul termic, adică:

$$\int_0^{t_2} i^2 dt \text{ (prearc)} \quad \text{sau} \quad \int_0^{t_3} i^2 dt \text{ (funcţionare)},$$

iar pe abscisă, valoarea efectivă a curentului nominal al elementului înlocuitor pentru diferite condiţii de asimetrie. Această caracteristică constituie un indiciu asupra energiei dezvoltate în elementul înlocuitor pe durata arcului electric sau pe durata de funcţionare.

Caracteristica timp-curent se obţine trecând pe ordonată durata virtuală de prearc sau de funcţionare în funcţie de valoarea efectivă a curentului simetric prezumat, pentru diferite condiţii de funcţionare. Prin aceste durate virtuale se înţeleg mărimile:

$$t_{vp} = \frac{\int_0^{t_2} i^2 dt}{I_p^2} \tag{9.105}$$

respectiv:

$$t_{vf} = \frac{\int_0^{t_3} i^2 dt}{I_p^2} \tag{9.106}$$

adică raportul între integrala Joule şi pătratul valorii efective a curentului simetric prezumat. Această mărime constituie un criteriu asupra rapidităţii de funcţionare a unui element înlocuitor.

Curentul critic. La funcţionarea unui element înlocuitor, solicitarea termică pe durata arcului electric nu este dată de cel mai mare curent prezumat, ci de un curent sensibil mai mic ca intensitate, dar care dezvoltă cea mai mare energie pe durata arcului electric. *Curentul critic* este dat în standarde, precizându-se faza conectării şi factorul de putere al sarcinii. La acest curent, elementul înlocuitor se încearcă în faza de prototip, iar anvelopa în care există elementele fuzibile nu trebuie să explodeze.

Notă. Siguranţele fuzibile de joasă tensiune, în funcţie de curentul nominal şi curentul de scurtcircuit prezumat, se pot clasifica în trei categorii, ca în tabelul 9.9.

Tabelul 9.9

Tipuri constructive de siguranţe fuzibile de joasă tensiune

Nr. crt.	Denumire	Tensiune nominală [V]	Curentul nominal [A]	Curent prezumat întrerupt [kA]	Folosire
1	Siguranţă fuzibilă de mare putere	< 1000 V	100...1000	50	Instalaţii industriale
2	Siguranţă fuzibilă cu filet	< 1000 V	16...100	≤ 33	Instalaţii industriale şi casnice
3	Siguranţă miniatură	< 550 V	0,1...10	< 2	Aparate electrice (redresoare aparate de radio şi televiziune etc.)

9.3.2. Funcţionarea la suprasarcină; carcateristica timp-curent

Curentul de scurtcircuit este limitat în amplitudine şi durată datorită topirii elementului fuzibil, care prezintă, de regulă, arii diminuate ale secţiunii transversale. În aceste zone are loc topirea elementului fuzibil. Dacă însă curentul care trece prin siguranţă nu este de scurtcircuit, ci de *suprasarcină* (adică un multiplu n al curentului nominal, cu $n \approx 1{,}05...10$), nu mai are loc topirea elementului fuzibil în zonele cu arie diminuată, ci într-o zonă în care sunt îndeplinite condiţiile producerii temperaturii celei mai mari, în regim neadiabatic.

În fig. 9.41 se prezintă schiţa unui element înlocuitor de siguranţă de mare putere [9.15] cu una din cele două semicarcase înlăturată, pentru a se observa construcţia interioară. Se constată că banda fuzibilă *3* prezintă patru locuri înguste (secţiuni diminuate), care constituie zonele (*a*) în care banda fuzibilă se va topi la trecerea curentului de scurtcircuit. În zona centrală (*b*) se depune pe banda fuzibilă un aliaj uşor fuzibil (Pb, Sn, Sb) la o temperatură bine determinată, spre exemplu 350°C.

În această zonă se va topi banda fuzibilă la trecerea curentului de suprasarcină, prin atingerea temperaturii de fuziune a aliajului menţionat şi a unui

efect metalurgic care conduce la dizolvarea benzii fuzibile în picătura de aliaj. În fig. 9.42 este prezentată caracteristica timp-curent în domeniul de nelimitare, cât şi în cel de limitare pentru o serie normalizată de siguranţe fuzibile [9.15]. În domeniul limitării curentului porţiunea de curbă poartă denumirea de caracteristica timpului prearc. Calculul caracteristicii timp-curent întâmpină dificultăţi mari, dar sensul în care acest calcul se conduce este schiţat în § 10.6.2. Curbele trasate în fig. 9.42 reprezintă curbe ale valorilor medii statistice determinate experimental, abaterile în cazurile individuale putând fi de ± 10 % faţă de valorile medii.

Notă. Determinarea experimentală a unei curbe presupune foarte multe încercări distructive.

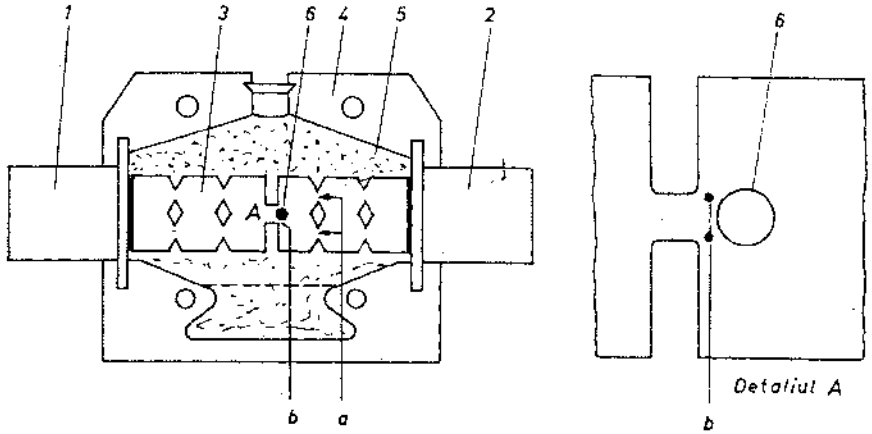


Fig. 9.41. Element înlocuitor al unei siguranţe de mare putere:
1,2 - cuţit pentru contact; *3* - bandă fuzibilă; *4* - semicarcasă din material plastic; *5* - spaţiu umplut cu nisip de cuarz; *6* - picătură cu aliaj eutectic.

9.3.3. Aplicaţie numerică

Pentru a dimensiona siguranţe fuzibile se ţine seama de pierderile prin efect Joule la trecerea curentului nominal prin elementul înlocuitor. În prealabil este necesar să se definească noţiunile de curent minim şi de curent nominal.

Curentul minim de topire I_{min} are semnificaţia intensităţii minime a curentului care produce topirea siguranţei în regim permanent de funcţionare.

Curentul nominal I_n al elementului înlocuitor are semnificaţia intensităţii curentului la care acesta poate funcţiona o durată nelimitată, fără a se deteriora şi fără a depăşi o cădere de tensiune prescrisă. Curentul nominal are o valoare mai mică decât cel minim, adică $I_{min} \approx 1{,}3\ I_n$.

În cele ce urmează se expune metoda de calcul, însoţită de exemple numerice, pentru un element înlocuitor de 160 A la frecvenţa de 50 Hz.

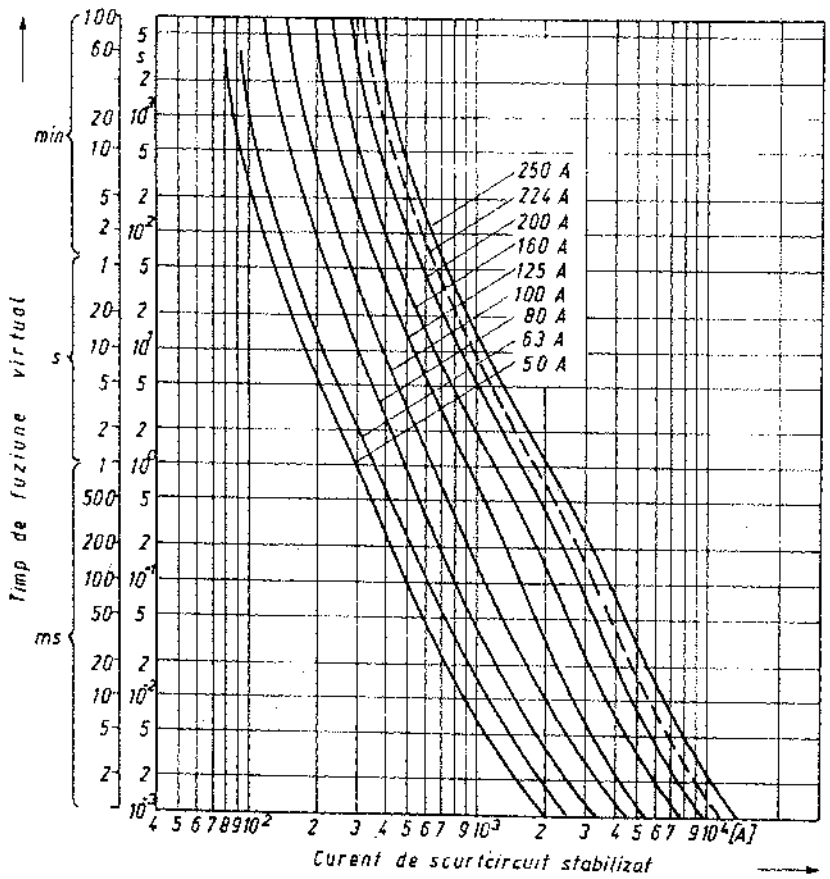


Fig. 9.42. Caracteristica timp-curent a unei serii de siguranțe fuzibile de joasă tensiune.

Rezistența electrică a elementului înlocuitor. La determinarea acestei rezistențe se ține seamă de elemente economice, adică de limitarea puterii disipate de elementul înlocuitor. Recomandările CEI indică puterea maximă disipată de 25 W pentru I_n = 160 A. Mai trebuie să se țină seamă că pierderile suplimentare datorită curenților turbionari și histerezis în piesele masive sporesc pierderile totale cu aproximativ 10...40 % din pierderile evaluate în curent continuu. Temperatura de funcționare a benzii de cupru în regim permanent, la trecerea curentului nominal, este superioară temperaturii anvelopei de porțelan (de circa 38°C...40°C) și a pieselor metalice frontale (de circa 48°C). În calculul preliminar se admite această temperatură θ_b = 200°C.

Rezistența elementului fuzibil se calculează cu relația:

$$R = k_1 k_2 \frac{P_d}{I_n^2} \tag{9.107}$$

unde:

P_d este puterea disipată;

I_n - intensitatea nominală a curentului;

k_1 - factor care ține seama de majorarea pierderilor prin curenți turbionari; k_1 = 0,6...0,8;

k_2 - factor care ține seama că aria secțiunii transversale diminuează progresiv (vezi fig. 9.41), de la valoarea maximă la cea minimă; k_2 = 0,8...0,9.

Pentru aplicație rezultă:

$$R = 0{,}8 \cdot 0{,}85 \frac{25}{160^2} = 6{,}64 \cdot 10^{-4}\ \Omega \tag{9.108}$$

Aria secțiunii transversale (nediminuată) se calculează cu relația:

$$A = \frac{\rho_{20}[1 + \alpha_R(\theta_b - \theta_{20})]L_b}{R} \tag{9.109}$$

pentru cupru $\rho_{20} = 0{,}0173 \cdot 10^{-6}$ Ωm; $\alpha_R = 3{,}9 \cdot 10^{-3}$ grd.$^{-1}$

Se obține:

$$A = \frac{0{,}0173 \cdot 10^{-6}[1 + 3{,}9 \cdot 10^{-3}(200 - 20)]6{,}2 \cdot 10^{-2}}{6{,}64 \cdot 10^{-4}} = 2{,}749 \cdot 10^{-6}\ \text{m}^2$$

Grosimea benzii se ia constructiv b = 0,15 mm; rezultă lățimea:

$$a = \frac{A}{b} = \frac{2{,}749}{0{,}15} = 18{,}32\ \text{mm}$$

Prin practicarea de perforații ca în fig. 9.41, se diminuează aria secțiunii transversale la A_d = 0,9 mm^2.

Se calculează efectul de limitare pentru un curent de 30 kA.

a. *Curent continuu*. Se admite constanta de timp a circuitului:

$\tau = 15 \cdot 10^{-3}$ s; $K_{Cu} = 9{,}96 \cdot 10^8$ [A/ cm^2]^2 · s = $9{,}96 \cdot 10^4$ (A/ mm^2)^2 s;

$$t_0 = \frac{KA^2 d}{I^2} = \frac{9{,}96 \cdot 10^4 \cdot 0{,}9^2}{9 \cdot 10^8} = 8{,}964 \cdot 10^{-5}\ \text{s}$$

$$t_2 = \sqrt[3]{3 t_0 \tau^2} = \sqrt[3]{3 \cdot 8{,}964 \cdot 10^{-5} \cdot (15{,}10^{-3})^2} = 8{,}964 \cdot 10^{-5}\ \text{s}$$

$$i_2 = I(1 - e^{-t_2/\tau}) = 30(1 - e^{-3{,}93/15}) = 6{,}914\ \text{kA}$$

b. *Curent alternativ simetric*:

$$\sigma_0 = \frac{t_0}{T} = \frac{8{,}964 \cdot 10^{-5}}{2 \cdot 10^{-2}} = 4{,}482 \cdot 10^{-3}\ ;$$

$$\sigma_m = \frac{1}{3}\sqrt[3]{\sigma_0} = \frac{1}{3}\sqrt[3]{4{,}482 \cdot 10^{-3}} = 5{,}4968 \cdot 10^{-2}\ ;$$

$$t_2 = \sigma_m T = 5{,}4968 \cdot 10^{-2} \cdot 2 \cdot 10^{-2} = 1{,}09910^{-3}\ \text{s}\ ;$$

$$i_2 = 2\pi\sqrt{2}\, I \sigma_m = 2\pi\sqrt{2} \cdot 3 \cdot 10^4 \cdot 5{,}4968 \cdot 10^{-2} = 14{,}65\ \text{kA}$$

c. *Curent alternativ asimetric*:

$$\sigma_m = \frac{1}{2{,}53}\sqrt[5]{\sigma_0} = \frac{1}{2{,}53}\sqrt[5]{4{,}482 \cdot 10^{-3}} = 1{,}3402 \cdot 10^{-1};$$

$$t_2 = \sigma_m T = 0{,}13402 \cdot 2 \cdot 10^{-2} = 2{,}6804 \cdot 10^{-3}\ \text{s};$$

$$i_2 = 16\sqrt{2}\, I \sigma_m^2 = 16\sqrt{2} \cdot 3 \cdot 10^4 \cdot 0{,}13402^2 = 12{,}192\ \text{kA}$$

d. *Arcul electric în elementul înlocuitor; justificarea lungimii benzii fuzibile.* Stingerea arcului electric în nisipul de cuarţ este cu atât mai eficientă, adică se realizează la un gradient de potenţial cu atât mai mare, cu cât contactul între arcul electric şi masa de nisip este mai intim. Deoarece nisipul este îndesat în elementul înlocuitor, canalul arcului electric se stabileşte în locul benzii metalice care s-a topit. Rezultă de aici că eficienţa stingerii este maximă, dacă elementul fuzibil se prezintă sub formă de bandă şi această eficienţă este minimă dacă firul fuzibil are o secţiune circulară. Viteza de creştere a lungimii arcului electric este dată de relaţia:

$$v = c\,J \tag{9.110}$$

unde:

$c = 2{,}3 \cdot 10^{-3}$ cm^3/ As pentru cupru;

$c = 2{,}1 \cdot 10^{-3}$ cm^3/ As pentru argint.

Pentru curentul de scurtcircuit de 30 kA valoare efectivă şi elementul înlocuitor de 160 A, rezultă viteza de creştere a lungimii arcului electric, în momentul apariţiei acestuia, la curent simetric:

$$v = \frac{c i_2}{A} = \frac{2{,}3 \cdot 10^{-3} \cdot 14{,}65 \cdot 10^3}{2{,}749 \cdot 10^{-2}} = 1{,}225 \cdot 10^3\ \text{cm/s}$$

Arcul electric apare în patru zone, ca urmare viteza electrică este $4 \cdot 1{,}225 \cdot 10^3 = 4{,}902 \cdot 10^3$ cm/s. Lungimea maximă L_m a arcului electric cunoscând că intensitatea câmpului electric este $E \approx 300$ V/ cm, cu un factor de supratensiune $k_s = 1{,}5$, este

$$L_m = \frac{k_s \sqrt{2}\, U_n}{E} = \frac{1{,}5\sqrt{2} \cdot 500}{300} = 3{,}535\ \text{cm} = 35{,}35\ \text{mm}$$

Fiecare din cele patru arcuri are lungimea $L_{lm} = 35{,}35/4 = 8{,}83$ mm.

9.4. Protecţia selectivă

La reţeaua electrică de distribuţie în joasă tensiune sunt racordaţi, în diferite puncte, receptori diferiţi. În punctele menţionate curenţi nominali ai aparatelor de comutaţie sunt diferiţi şi de asemenea şi curenţii de scurtcircuit diferă. Prin *protecţie selectivă* se înţelege ansamblul de măsuri privind coordonarea între intensităţile curenţilor de defect şi temporizarea la care diferitele aparate de protecţie acţionează astfel încât să fie eliminată din reţea

numai porţiunea defectă. În acest scop este necesar să se coreleze între ele caracteristicile de protecţie ale siguranţelor fuzibile şi ale întreruptoarelor de putere. Se vor prezenta câteva situaţii reprezentative.

9.4.1. Siguranţa fuzibilă într-o reţea arborescentă

În fig. 9.43 se prezintă o asemenea situaţie. La apariţia unui scurtcircuit sau suprasarcini pe ramura *2*, aceasta trebuie să fie deconectată. urmând ca ramura *1* să rămână în funcţiune pentru a alimenta şi alţi receptori. Din diagramele timp-curent (fig. 9.42) se alege valoarea curentului nominal din ramura *1* mai mare decât aceea din ramura *2*, ţinând seama şi de dispersia de acţionare $\pm$ 10 %. În acest scop este suficient ca $I_{n1} \approx 1.6\ I_{n2}$ pentru a oferi o protecţie selectivă împotriva suprasarcinilor. Pentru protecţia împotriva scurtcircuitelor este necesar ca:

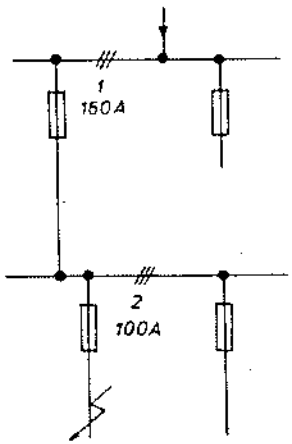


Fig. 9.43. Protecţia selectivă cu siguranţe fuzibile într-o reţea arborescentă.

$$\left| \int_0^{t_{pa}} i^2 dt + \int_{t_{pa}}^{t_a} i^2 dt \right|_2 < \left| \int_0^{t_{pa}} i^2 dt \right|_1 \tag{9.111}$$

adică integrala Joule în domeniul prearc plus integrala Joule în domeniul arcului electric a siguranţei *2* să fie mai mică decât integrala Joule a siguranţei *1*. Notaţiile t_{pa} şi t_a sunt precizate în fig. 9.39.

9.4.2. Întreruptorul de putere într-o reţea arborescentă

Se disting următoarele situaţii:

9.4.2.1. **Curenţi de scurtcircuit sensibil diferiţi**. În fig. 9.44 punctul *2* este sensibil depărtat de punctul *1*. Spre exemplu în punctul *2* curentul nominal este de 500 A, iar cel de scurtcircuit de 7 kA; în punctul *1* curentul nominal este de 1500 A, iar cel de scurtcircuit de 20 kA. În această configuraţie se oferă posibilitatea ca declanşatoarele independente de timp (electromagnetice sau electronice) să acţioneze la acelaşi timp, spre exemplu 0.02 s.

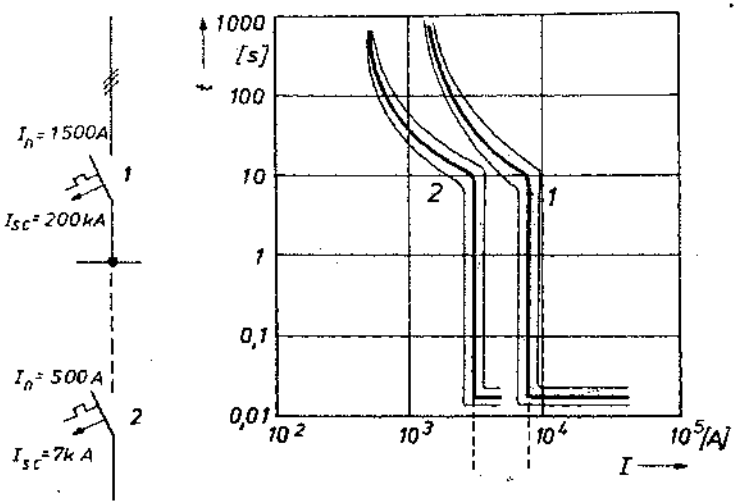


Fig. 9.44. Întreruptoare cu curenţi de scurtcircuit diferiţi.

9.4.2.2. **Curenţi de scurtcircuit de aceeaşi valoare**. Dacă două întreruptoare de putere sunt plasate într-o reţea arborescentă în apropiere unul de celălalt, şi deci cu acelaşi curent de scurtcircuit dar cu valori diferite ale curentului nominal, ca în fig. 9.45, este necesar ca temporizarea declanşatoarelor independente (electromagnetice sau electronice) să difere cu aproximativ 0,1 s, pentru a realiza selectivitatea dorită. Acţiunea declanşatorului independent apare la multipli curentului nominal, spre exemplu $I_{di} = (5...10)\ I_n$.

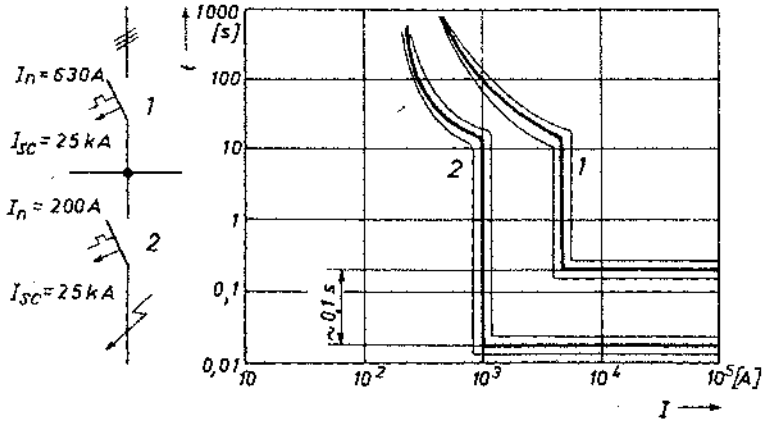


Fig. 9.45. Întreruptoare cu acelaşi curent de scurtcircuit.

9.4.2.3. **Întreruptor de putere urmat de siguranţă fuzibilă**. În fig. 9.46 este schiţată o asemenea situaţie. Caracteristica de protecţie a întreruptorului se situează deasupra caracteristicii siguranţei fuzibile. Marja de temporizare este de aproximativ 0,1 s la multiplul curentului nominal (nI_{μ}) la care începe să acţioneze declanşatorul independent (electromagnetic sau electronic).

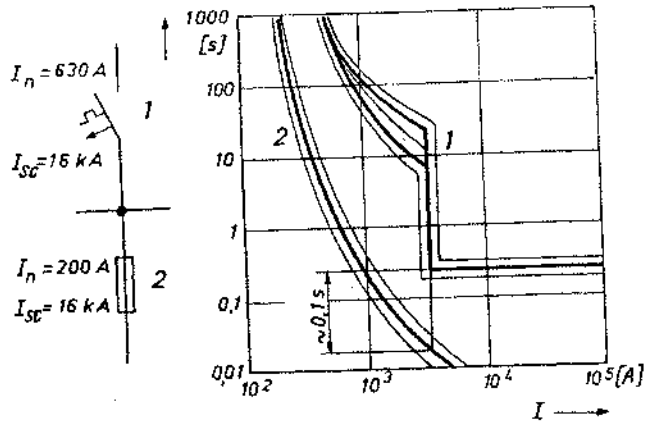


Fig. 9.46. Întreruptor de putere urmat de siguranţa fuzibilă.

9.4.3. Siguranţa fuzibilă urmată de întreruptor de putere

În fig. 9.47 întreruptorul, plasat în aval de siguranţa fuzibilă, este de tip limitator. Astfel, de exemplu, la curentul prezumat de 15 kA corespunde un curent limitat de 7 kA. În acest caz rezerva de timp, pentru asigurarea protecţiei selective, va fi de mărimea 0,07...0,1 s. Cazul circuitelor de alimentare a motoarelor electrice asincrone este prezentat în fig. 9.48. Pentru asigurarea selectivităţii se urmăreşte:

a) În domeniul suprasarcinii cu $1,05 < I < I_n$ se va deschide întreruptorul pe caracteristica dependentă.

b) În domeniul scurcircuitului cu $I > 20\ I_n$ va întrerupe siguranţa fuzibilă.

9.4.4. Siguranţa fuzibilă şi întreruptorul automat în instalaţii interioare

Curenţii de scurtcircuit în instalaţiile interioare nu depăşesc 1,5...2 kA. Coloana de alimentare este prevăzută cu o siguranţă fuzibilă, iar receptorii - cu

întreruptor automat (fig. 9.49). Acesta este echipat numai cu declanşator electromagnetic, iar funcţionarea sa nu limitează sensibil curentul de scurtcircuit, adică întreruptorul este nelimitator. În aceste condiţii este necesar ca intersecţia între caracteristica timp-curent *1* a siguranţei fuzibile să intersecteze caracteristica de protecţie *2* a întreruptorului la valori mai mari ale curentului decât valoarea curentului de scurtcircuit. Spre exemplu pentru un curent de scurtcircuit de 1,2 kA caracteristica *1,a* nu convine, iar caracateristica *1,b* convine. În acest ultim caz, la apariţia curentului de scurtcircuit va întrerupe numai întreruptorul automat.

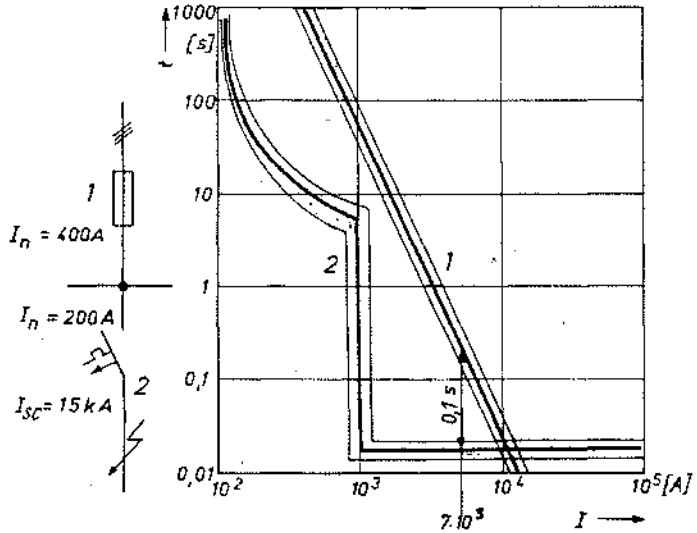


Fig. 9.47. Siguranţa fuzibilă urmată de întreruptor de putere.

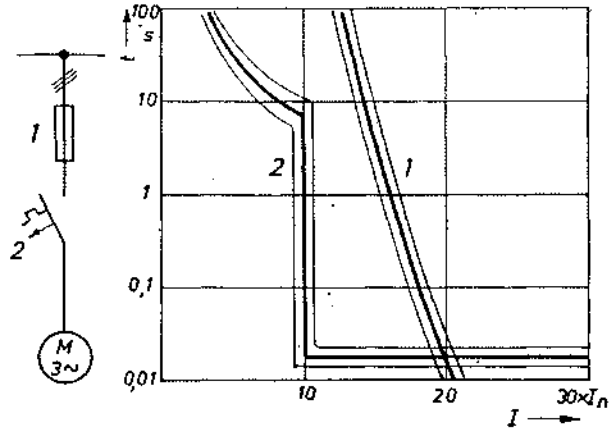


Fig. 9.48. Cazul circuitului de forţă.

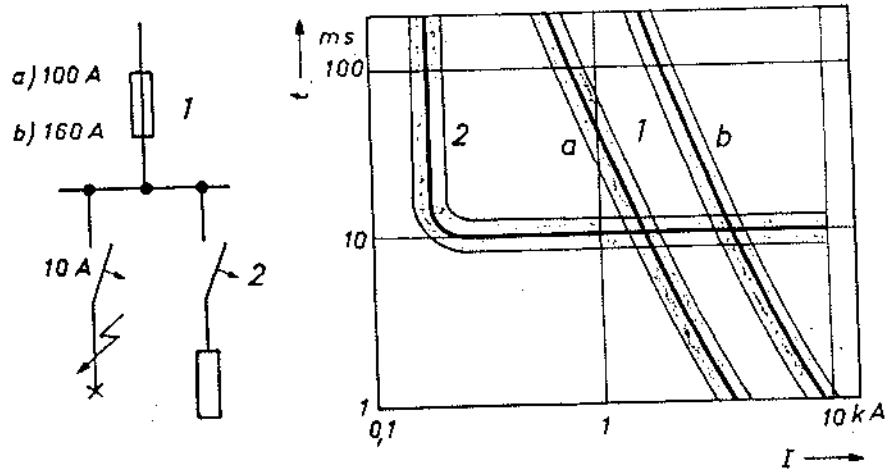


Fig. 9.49. Selectivitatea în instalaţiile interioare.

Dacă întreruptorul automat este *limitator*, ca în fig. 9.49, este necesar ca integrala Joule a acestuia să fie mai mică decât integrala Joule prearc a siguranţei fuzibile, adică

$$\left| \int_0^{t_{pa}} i^2 dt \right|_{siguranţă} < \left| \int_0^{t_{pa}+t_a} i^2 dt \right|_{întreruptor\ automat} \qquad (9.112)$$

9.4.5. Selectivitatea siguranţelor fuzibile într-o reţea buclată

Într-o reţea buclată toate siguranţele fuzibile au aceeaşi valoare nominală a curentului. În cazul unui scurtcircuit, ca în fig. 9.50, siguranţa *4* este cea mai solicitată şi anume, curentul de scurtcircuit total este aproximativ (fără a se ţine seama de fazele proprii):

$$I_{ts} \approx I_1 + I_2 + I_3 \qquad (9.113)$$

Dacă $I_1 \ldots I_3$ sunt (o,7...0,8) I_{ts} va funcţiona (topi) siguranţa pe ramura defectă *4*. Raţionamentul a fost făcut pentru nodul *A* şi se conservă şi pentru nodul *B*.

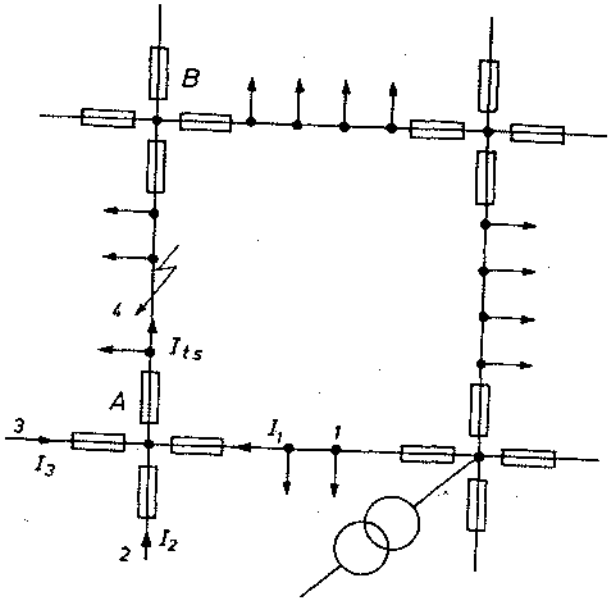


Fig. 9.50. Cazul reţelei buclate.

9.4.6. Siguranţa fuzibilă pentru protecţia intrinsecă a semiconductoarelor

În conducţie diagrama $i = f(u)$ a unui semiconductor (de tip diodă sau triodă) este dată în fig. 9.51 şi se poate descrie cu relaţia

$$u = U_0 + Ri \tag{9.114}$$

unde:

U_0 este tensiunea de prag;

R - o mărime asimilabilă, în conducţia directă, cu o rezistenţă.

Energia dezvoltată prin trecerea curentului de intensitate i rezultă:

$$W = \int_0^t ui\,dt = \int_0^t U_0 i\,dt + \int_0^t Ri^2\,dt \tag{9.115}$$

Dacă în intervalul de timp 0...t, valoarea medie a curentului este $\bar{I}$, iar valoarea efectivă este I, energia dezvoltată în joncţiunea semiconductorului este:

$$W = (U_0\bar{I} + RI^2)t \tag{9.116}$$

Dacă se notează curentul mediu $\bar{I}$ funcţie de curentul efectiv

$$\bar{I} = \frac{I}{\alpha} \tag{9.117}$$

expresia (9.116) ia forma

$$W = (U_0\frac{I}{\alpha} + RI^2)t \tag{9.118}$$

Notă. Pentru intensităţi nominale, în expresia (9.118) are pondere termenul $U_0\frac{I}{\alpha}t$, iar pentru intensităţi de scurtcircuit şi $t = \pi/\omega$ are pondere mult mai mare termenul RI^2t în raport cu primul termen.

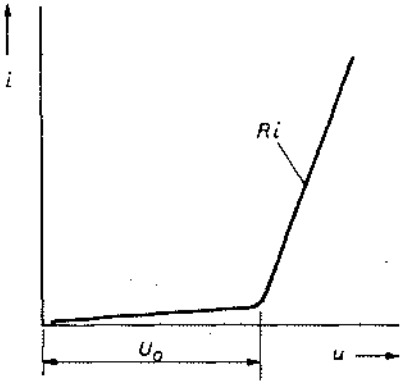


Fig. 9.51. Căderea de tensiune într-un semiconductor la conducţie directă.

Schema termică echivalentă a semiconductorului. Este prezentată în fig. 9.52 cu notaţiile:

$C_{tj} = c_j\left[\frac{\text{Ws}}{\text{m}^3\text{grd}}\right]\cdot V[\text{m}^3] = c_jV[\frac{\text{Ws}}{\text{grd}}]$ - capacitatea termică a joncţiunii;

$C_{ta} = c_a \cdot V_a\left[\frac{\text{Ws}}{\text{grd}}\right]$ - capacitatea termică a anvelopei;

$C_{tr} = c_r \cdot V_r\left[\frac{\text{Ws}}{\text{grd}}\right]$ - capacitatea termică a radiatorului;

$R_{tja}\left[\frac{\text{grd}}{\text{W}}\right]$ - rezistenţa termică între joncţiune şi anvelopă;

$R_{tar}\left[\frac{\text{grd}}{\text{W}}\right]$, rezistenţa termică între anvelopă şi radiator;

$R_{trm}\left[\frac{\text{grd}}{\text{W}}\right]$ - rezistenţa termică între radiator şi mediul ambiant;

$P[\text{W}]$ - puterea dezvoltată în joncţiune.

În regim permanent, supratemperatura joncţiunii este:

$$\Delta\theta_j = \theta_j - \theta_{ma} = (R_{tja} + R_{tar} + R_{trm})P \tag{9.119}$$

În cazul regimului de scurtcircuit, la limita supratemperaturii $\Delta\theta_{jl}$ suportabilă de joncţiune, regimul termic se consideră adiabatic şi ca urmare întreaga energie dezvoltată în joncţiune măreşte conţinutul de căldură al acesteia:

$$W_i = \int_0^t P\,dt = U_0\int_0^t i\,dt + R\int_0^t i^2\,dt = C_{tj}\,\Delta\theta_{jl} \tag{9.120}$$

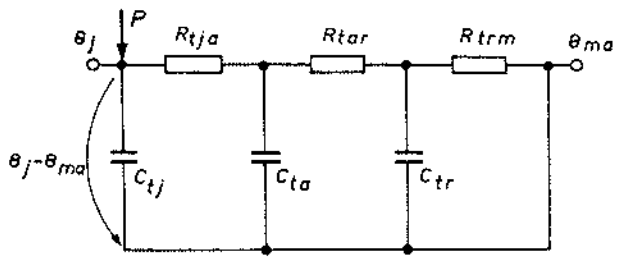


Fig. 9.52. Schema termică a unui semiconductor.

În regim de scurtcircuit contribuția relativă a termenului $U_0 \int_0^t i\,dt$ este mică și acesta se poate neglija, astfel încât relația (9.120) se poate scrie:

$$W_i = R\int_0^t i^2 dt = C_{tj}\,\Delta\theta_{jl} \qquad (9.121)$$

Expresia:

$$\int_0^t i^2\,dt = \frac{C_{tj}\,\Delta\theta_{jl}}{R} \quad [A^2 \cdot s] \qquad (9.122)$$

caracterizează pe deplin semiconductorul în regim de scurtcircuit și de aceea este o dată oferită de firma producătoare sub denumirea *integrala Joule a semiconductorului*.

Fig. 9.53. Semiconductor protejat de o siguranță ultrarapidă.

Pentru a proteja un semiconductor, în serie cu acesta se conectează o siguranță fuzibilă ultrarapidă, ca în fig. 9.53, de o construcție deosebită de aceea utilizată la protecția electromotoarelor, cablelor, liniilor, în sensul că integrala Joule totală (prearc + arc) să fie mai mică decât integrala Joule a semiconductorului, dar atât semiconductorul, cât și siguranța fuzibilă vor suporta curentul nominal în regim permanent. Deci:

$$\underbrace{\int_0^{t_{pa}} i^2\,dt + \int_{t_{pa}}^{t_a} i^2\,dt}_{\text{siguranța fuzibilă}} < \underbrace{\int_0^{t} i^2\,dt}_{\text{semiconductorul}} \qquad (9.123)$$

cu notațiile pentru t_{pa} (timp prearc) și t_a (timp de arc) din fig. 9.39. Siguranțele fuzibile folosite la protecția semiconductoarelor se numesc siguranțe ultrarapide.

Notă. Siguranța fuzibilă pentru protecția semiconductoarelor efectuează acest serviciu numai în cazul curenților de scurtcircuit. Pentru protecția împotriva suprasarcinilor (de exemplu $1{,}5\ I_n$) este necesar un alt sistem de protecție, cum este declanșatorul termic al întreruptorului de putere. Din punct de vedere constructiv siguranța fuzibilă, destinată protecției semiconductoarelor, nu mai este prevăzută, pe banda fuzibilă cu aliaj ușor fuzibil. Banda fuzibilă este prevăzută cu câteva rânduri de perforații, ce lasă locuri înguste de dimensiuni foarte mici. Structura generală se poate vedea în fig. 9.54.

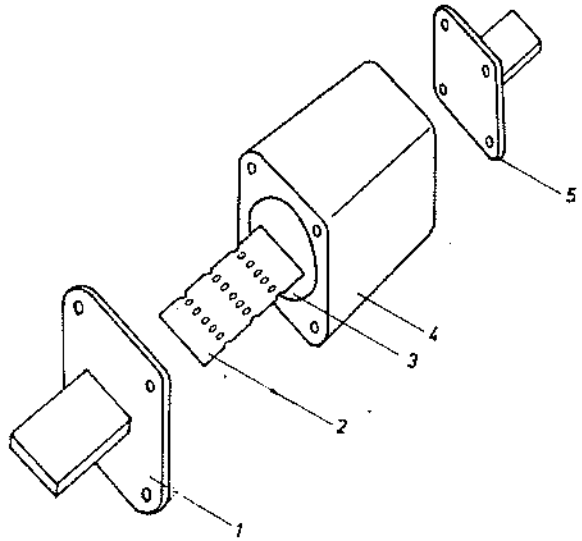


Fig. 9.54. Element înlocuitor de siguranță ultrarapidă:
1,5 - plăci frontale; *2* - bandă fuzibilă perforată; *3* - umplutură cu nisip de cuarț; *4* - anvelopă ceramică sau din material plastic.

9.4.7. Protecția împotriva punerilor la masă

Numeroși receptori electrici dispun de o carcasă (masă) care în mod normal de funcționare nu se află sub tensiune. Dacă însă izolația între masă și conductoarele active ale receptorului se deteriorează, masa se pune sub tensiune. Prin protecția împotriva punerii la masă se urmărește:

a) Evitarea electrocutării persoanelor care ar veni în atingere cu masa (carcasa, învelișul metalic) aparatului.

b) Evitarea unui potențial nefavorabil funcționării instalației.

c) Supravegherea izolației instalației.

Una din tehnicile folosite în scopul menționat este schematizată în fig. 9.55 [9.5]. Receptorul Z este alimentat din secundarul transformatorului de putere *STP*

prin intermediul întreruptorului de putere *IP*, prevăzut cu patru poli. Cele patru conductoare constituie excitaţia unui transformator sumator toroidal *TS* prevăzut cu două înfăşurări secundare: *a* şi *b*. Sistemul este completat cu releul *REL*.

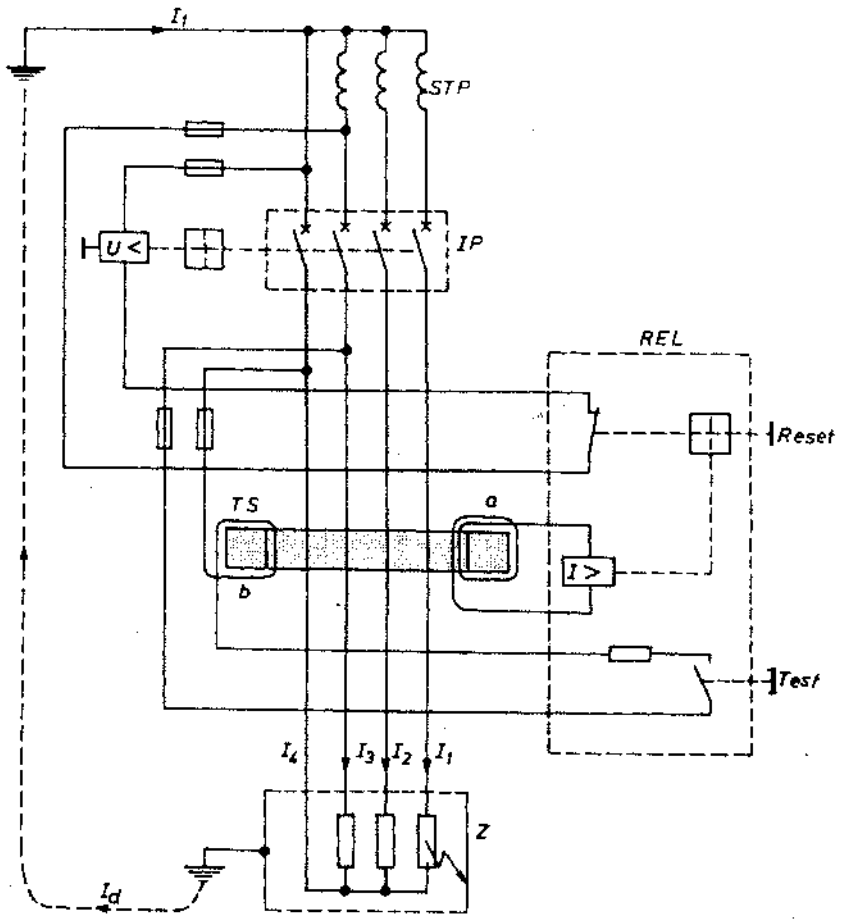


Fig. 9.55. Sistem de protecţie sensibil la punerea la masă.

La funcţionarea fără defect tensiunea indusă în înfăşurarea secundară *a* este nulă pentru că $\underline{I}_1+\underline{I}_2+\underline{I}_3+\underline{I}_4=0$. La apariţia unui defect de punere la masă (carcasa receptorului Z), $\underline{I}_1+\underline{I}_2+\underline{I}_3+\underline{I}_4\neq 0$, iar prin pământ va circula un curent I_d care se închide prin neutrul secundarului transformatorului de putere. Dacă curentul de defect depăşeşte o valoare prescrisă (0,3...1 A) în înfăşurarea *a* a transformatorului sumator se va produce o tensiune indusă şi deci un curent ($I >$) va excita releul *REL*, care în cele din urmă întrerupe bobina ($U <$) a declanşatorului

întreruptorului de putere *IP*, care va întrerupe alimentarea receptorului *Z*. Înfăşurarea *b* serveşte la formarea unui circuit de testare (*Test*). După fiecare funcţionare releul *REL* se resetează (*Reset*).

9.5. Comutaţia statică

Existenţa unor componente semiconductoare pentru curenţi intenşi - cum sunt dioda, tiristorul, triacul, diacul - constituie premise pentru studiul oportunităţii introducerii lor în tehnica întreruperii ca înlocuitoare pentru contactoare şi întreruptoare cu acţiune mecanică. În aprecierea acestei oportunităţi se ţine seama atât de aspectele tehnice, funcţionale, cât şi de aspectele economice.

9.5.1. Comutaţia în curent continuu

În fig. 9.56 este dată schema electrică de principiu în care sarcina reprezentată prin inductivitatea L_s şi rezistenţa R_s este comutată la sursa de curent continuu de tensiune U, cu ajutorul tiristoarelor T_1 şi T_2 şi al condensatorului C;

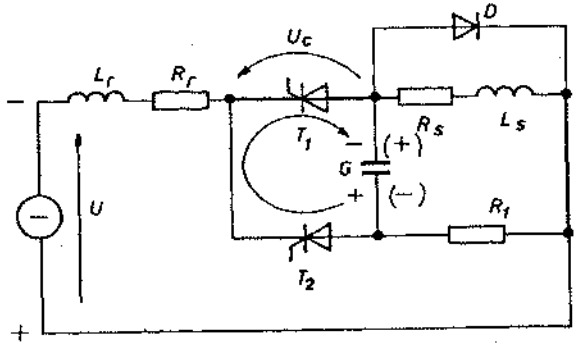


Fig. 9.56. Schema electrică de principiu pentru comutaţia în curent continuu.

L_r este inductivitatea reţelei, iar R_r - rezistenţa reţelei. În situaţia „închis" conduce tiristorul T_1, iar condensatorul C se încarcă la polaritatea marcată în figură, prin intermediul rezistenţei R_1. Pentru a trece sarcina în poziţie „deschis" se comandă conducţia în tiristorul T_2, care descarcă condensatorul C prin tiristorul T_1. Curentul de sarcină i_s şi de descărcare al condensatorului i_2 sunt de sens contrar în tiristorul T_1. La egalitatea lor conducţia în tiristorul T_1 încetează,

întreruptorul electronic se află în poziția „deschis". Condensatorul C se încarcă prin impedanța sarcinii (R_s, L_s) și tiristorul T_2 la o polaritate inversă față de situația „închis". Tiristorul continuă să conducă un curent mic, limitat de rezistența R_1 de valoarea mare. Pentru a trece la poziția „închis" se comandă conducția în tiristorul T_1 ș.a.m.d.

9.5.1.1. **Teoria comutației**. Pe durata comutației (de la $i = I_n$ la $i = 0$) apar supratensiuni la bornele tiristorului, cu atât mai mari, cu cât durata t_c este mai mică și cu cât inductivitatea circuitului este mai mare. În adevăr, pe durata comutației, pentru schema electrică din fig. 9.56 este valabilă ecuația:

$$U = Ri + L\frac{di}{dt} + u_c \tag{9.124}$$

unde: $L = L_r + L_s$; $R = R_r + R_s$ și u_c este tensiunea la bornele tiristorului T_1. Se obține:

$$u_c = U - Ri - L\frac{di}{dt} \tag{9.125}$$

Să admitem că anularea curentului în tiristorul T_1 decurge linear, ca în fig. 9.57, după relația:

$$i = I_n\left(1 - \frac{t}{t_c}\right) \tag{9.126}$$

Rezultă tensiunea de comutație:

$$u_c = U - RI_n\left(1 - \frac{t}{t_c}\right) + \frac{LI_n}{t_c} \tag{9.127}$$

Următoarele aspecte sunt esențiale:

* *Tensiunea de comutație* u_c poate lua la limită următoarele valori:

a) Rezistența totală $R = 0$

$$u_c = U + \frac{LI_n}{t_c} = const. \tag{9.128}$$

Tensiunea de comutație este o mărime constantă pe durata comutației și este reprezentată de curba *a* în fig. 9.57.

b) Rezistența rețelei $R_r = 0$, $R = R_s$ și $R_s I_n = U$

$$u_c = U\frac{t}{t_c} + \frac{LI_n}{t_c} \tag{9.129}$$

Tensiunea de comutație este o mărime variabilă, cu valoarea inițială LI_n / t_c și valoarea finală $U + LI_n / t_c$ (curba *b* în fig. 9.57).

c) Inductivitatea totală L este nulă.

$$u_c = U\frac{t}{t_c} \tag{9.130}$$

La bornele tiristorului T_1 nu apare supratensiune (curba *c* în fig. 9.57).

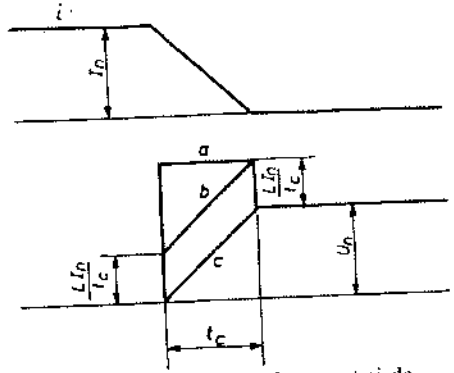


Fig. 9.57. Diagrame de curent și de tensiune pe durata comutației.

* *Energia dezvoltată în semiconductor* pe durata comutației corespunzător tensiunii de comutație stabilite, rezultă

$$W_c = \int_0^{t_c} u_c i\,dt$$

și se obține
pentru cazul a):

$$W_c = \frac{UI_n t_c}{2} + \frac{LI_n^2}{2} \tag{9.131}$$

pentru cazul b):

$$W_c = \frac{UI_n t_c}{6} + \frac{LI_n^2}{2} \tag{9.132}$$

pentru cazul c):

$$W_c = \frac{UI_n t_c}{6} \tag{9.133}$$

Din relațiile (9.131) și (9.132) se constată că energia disipată de semiconductor are două componente, din care una reprezintă energia acumulată în câmpul magnetic al rețelei de comutație. Cazul c reprezintă o situație extremă și scoate în evidență faptul că semiconductorul care comută o sarcină rezistivă suferă, pe durata comutației, o solicitare termică mai mică, în timp ce deconectarea unei sarcini inductive conduce la o solicitare mai mare (cazurile a și b).

Notă. Pentru simplificarea calculelor s-a admis o variație lineară a curentului de comutație. În realitate el ia forma ce rezultă din suprapunerea curentului de sarcină normală I_n, sau a celui de scurtcircuit i_{sc}, cu curentul i_c, rezultat din descărcarea locală a condensatorului C.

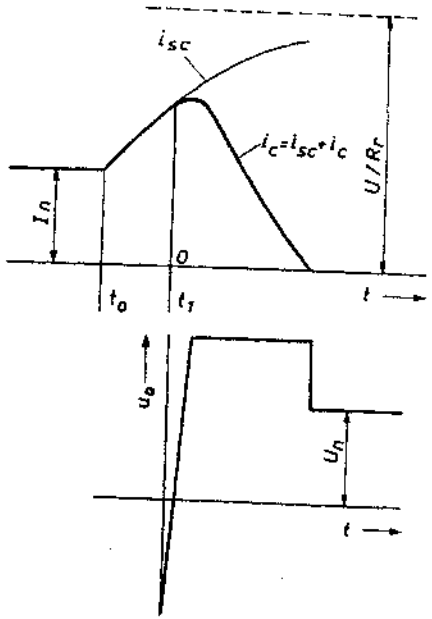


Fig. 9.58. Diagrame la deconectarea unui curent de scurtcircuit.

* *Expresia curentului de scurtcircuit*, luând ca origine a timpului momentul în care protecţia devine efectivă (după timpul t_1), este:

$$i_{sc} = \frac{U}{R_r}\left(1 - e^{-\frac{t_1 - t}{T}}\right) + I_n e^{-\frac{t_1 + t}{T}} \qquad (9.134)$$

cu $T = L_r / R_r$ (vezi fig. 9.58).

* *Expresia curentului de descărcare al condensatorului* prin tiristoarele T_1 şi T_2, considerând rezistenţa locală R_1 şi inductivitatea locală L_1, este:

$$i_c = -\frac{U}{L_1 \omega_{e1}} e^{-\delta_1 t} \sin\omega_{e1} t \qquad (9.135)$$

cu notaţiile uzuale (vezi cap. 2 vol.1)

Dioda supresoare. În vederea diminuării supratensiunilor de comutaţie, în paralel pe sarcina inductivă se conectează o diodă cu polaritatea astfel orientată, încât la funcţionarea normală să nu conducă (catodul la borna plus). La iniţierea procesului de întrerupere ($di/dt < 0$), tensiunea autoindusă în inductivitatea sarcinii îşi schimbă semnul şi dioda începe să conducă. Prin aceasta energia înmagazinată $L_s I_o^2 / 2$ este disipată în circuitul de descărcare. Expresia curentului de descărcare este:

$$i_d = I_0 e^{-\frac{t}{T_d}} \qquad (9.136)$$

unde $T_d = L_d / R_d$ este constanta de timp locală, în circuitul de descărcare al diodei, iar I_o este curentul în circuitul de sarcină în momentul schimbării semnului pantei curentului ($di/dt < 0$). Efectul diodei supresoare este de a diminua tensiunea de comutaţie prin scurtcircuitarea sarcinii şi eliminarea contribuţiei inductivităţii L_s la formarea tensiunii de comutaţie. În formarea acestei tensiuni se conservă contribuţia inductivităţii reţelei L_r (vezi relaţia 9.128). În acelaşi timp se realizează o protecţie împotriva supratensiunilor asupra sarcinii inductive, aceasta rămânând scurtcircuitată de diodă până la anularea curentului. Constanta de timp a circuitului cu dioda supresoare se poate regla prin introducerea unei rezistenţe suplimentare în serie cu dioda.

9.5.1.2. **Contactoare de curent continuu**. Schema electrică de principiu a unui contactor de curent continuu, cu frecvenţă redusă de comutaţie, a fost dată în fig. 9.56. Pentru frecvenţe mari de comutaţie se utilizează schema din fig. 9.59. Pregătirea schemei se realizează prin comanda conducţiei tiristorului auxiliar T_2. Astfel, condensatorul C se încarcă la tensiunea sursei şi cu polarităţile din figură, conducţia fiind asigurată prin sarcina (L_s, R_s). La sfârşitul procesului de încărcare a condensatorului curentul ia valoarea zero, iar conducţia în tiristorul T_2 încetează.

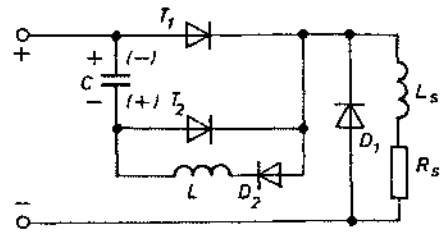


Fig. 9.59. Contactor static de curent continuu cu frecvenţă mare de conectare.

Poziţia închis a contactorului static se obţine după comanda de conducţie a tiristorului T_1. În acest mod, curentul principal parcurge sarcina (L_s, R_s) şi în acelaşi timp condensatorul C are tendinţa de a se descărca oscilant prin tiristorul T_1, dioda D_2 şi inductivitatea L. Descărcarea oscilantă încetează la prima trecere prin zero a curentului din cauza diodei D_2 (care conduce într-un singur sens) şi în acest moment condensatorul C se află încărcat la aproximativ tensiunea sursei, dar la o polaritate inversă, faţă de cea iniţială, polaritate marcată pe figură în paranteze.

Poziţia deschis se obţine după comanda de conducţie a tiristorului T_2, care conectează în paralel pe tiristorul T_1 capacitatea C, cu o polaritate inversă faţă de sensul de conducţie al tiristorului T_1. Curentul principal este anulat, iar condensatorul C se descarcă şi se încarcă apoi cu polaritatea iniţială, marcată pe figură fără paranteze. după terminarea procesului de încărcare tiristorul T_2 nu mai conduce, iar schema este pregătită pentru o operaţie de închidere. Şi în această schemă dioda D_1 serveşte la eliminarea supratensiunilor de comutaţie, în cazul sarcinilor inductive.

9.5.2. Comutaţia în curent alternativ

Comutaţia în curent alter-nativ cu ajutorul semiconductorului de tip tiristor este sensibil uşurată de trecerea curentului în mod natural prin valoarea zero, ca în fig. 9.60. Durata comutaţiei t_c este timpul scurs între momentul aplicării semnalului de comandă şi momentul trecerii naturale prin valoarea zero a curentului. Această durată nu poate fi mai mare decât durata unei semiperioade.

9.5.2.1. **Contactorul monofazat**. În fig. 9.61 sunt prezentate două scheme de principiu pentru realizarea unui contactor static monofazat. În varianta *a*)

tiristoarele T_1 şi T_2 sunt conectate antiparalel. Fiecare din ele conduce câte o semiperioadă. În varianta *b*) se utilizează o punte de redresare cu patru diode ($D_1 \ldots D_4$) şi un tiristor T, conectat pe o diagonală a punţii. Prin acesta trece curent continuu pulsatoriu, iar comanda lui trebuie să fie sau permanentă, sau sincronă la începutul fiecărei semiperioade.

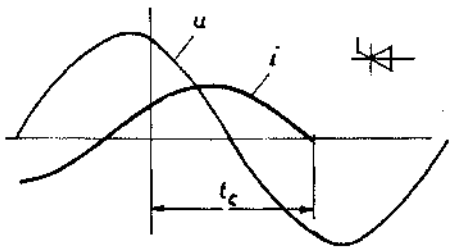


Fig. 9.60. Durata comutaţiei în curent alternativ.

9.5.2.2. **Contactorul de curent alternativ trifazat**. În fig. 9.62 se prezintă schema electrică a unui contactor de curent alternativ trifazat (AEG) destinat a efectua conectări de motoare asincrone cu puteri 200...650 W, cu o frecvenţă de conectare 2000...10.000 conectări/h şi durata relativă de conectare 20...80%. În această schemă elementul semiconductor este triacul (*Tri 1-3*). Se mai constată prezenţa siguranţelor fuzibile ca protecţie împotriva scurtcircuitelor, a inductivităţilor L pentru diminuarea pantei di/dt a curentului de scurtcircuit şi a filtrelor RC, ca protecţie împotriva supratensiunilor. Acţionarea este comandată de către un releu Reed trifazat R_r excitat la 24 V curent continuu; semnalizarea închiderii se face prin LED.

9.5.2.3. **Contactorul hibrid**. Pentru curenţi intenşi până la 1000 A, regim AC-3 cu 600 conectări pe oră şi regim AC-4 cu 300 conectări pe oră se utilizează contactoare hibride, compuse din elemente semiconductoare pentru preluarea regimului tranzitoriu de închidere şi deschidere şi contactor electromagnetic pentru poziţia „închis". În fig. 9.63 este dată schema electrică a unui asemenea contactor. Pe fiecare fază se află un tiristor, o diodă şi polul contactorului electromagnetic.

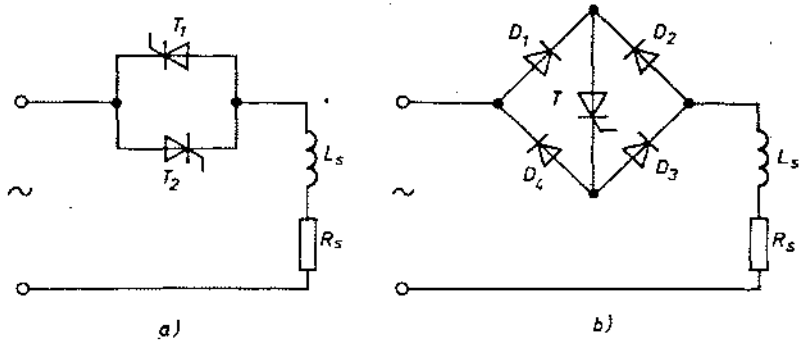


Fig. 9.61. Variante de contactoare statice de curent alternativ monofazat: *a* - conexiune antiparalel; *b* - conexiune în punte.

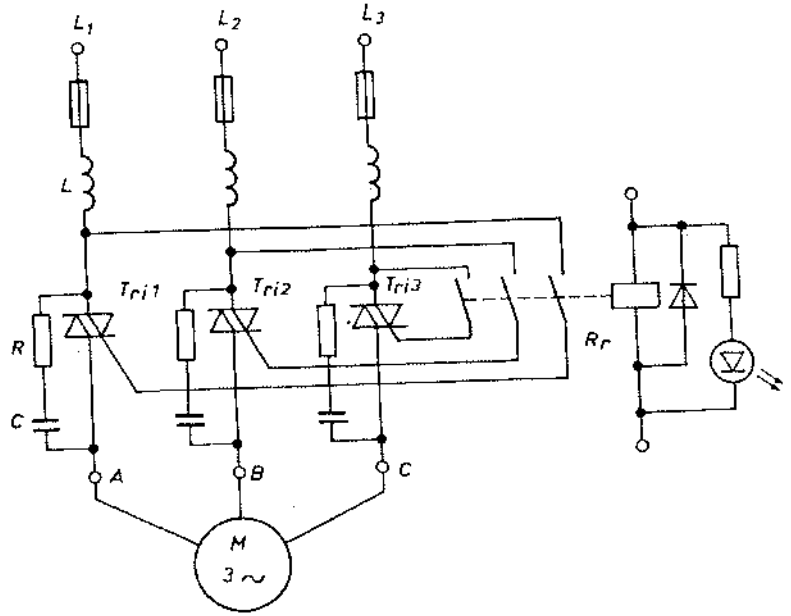


Fig. 9.62. Contactorul de joasă tensiune cu triac.

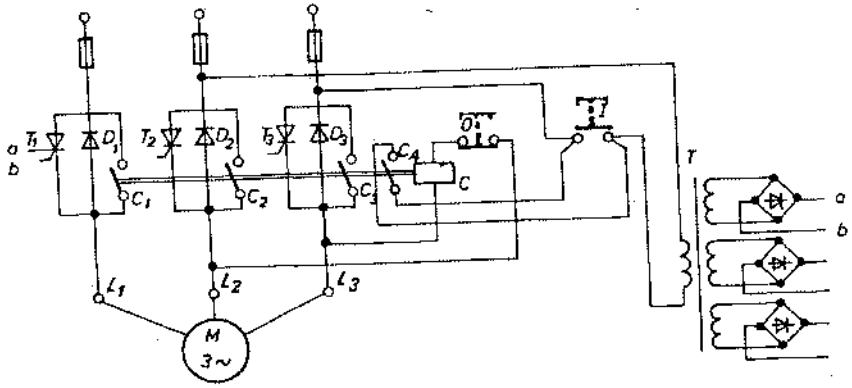


Fig. 9.63. Contactorul hibrid de joasă tensiune.

Impulsul de comandă necesar conducţiei tiristoarelor se obţine de la punţile redresoare montate în trei înfăşurări secundare ale transformatorului T. Pentru a realiza poziţia „închis" se apasă pe butonul I, se excită astfel transforma-

torul T, iar tiristoarele T_1, T_2, T_3 primesc comenzi de conducție; motorul electric este alimentat, iar la bornele B, C se obține tensiunea necesară excitării bobinei contactorului electromagnetic C. Pentru realizarea poziției „deschis" se apasă pe butonul O, contactorul electromagnetic C se deschide, scurt timp alimentarea motorului trece pe semiconductoare, până la întreruperea contactului C_4, prin care tensiunea continuă necesară porților tiristoarelor este anulată. În această schemă este necesar să se realizeze o mică întârziere (2-3 semiperioade) la închiderea contactului auxiliar C_4 față de contactele principale C_1, C_2, C_3, astfel încât curentul de închidere să fie preluat de semiconductoare. Și la deschidere este necesar să existe o întârziere între deschiderea contactelor principale C_1, C_2, C_3 și deschiderea contactului C, în scopul eliminării arcului electric. Deoarece acest contactor hibrid funcționează fără arc electric, el nu este prevăzut cu camere de stingere.

Notă. Odată cu apariția contactorului în vid (vezi § 10.5.1) importanța contactorului hibrid este în descreștere.

9.5.3. Limite tehnico-economice

Domenii actuale pentru utilizarea comutației statice rămân:

- puteri reduse, curenți până la 2...3 A, frecvență mare de conectare, tensiune joasă. Se utilizează numai semiconductoare în construcția „contactor";
- puteri mari, curenți până la 1000 A, frecvență mare de conectare, tensiune joasă. Se utilizează semiconductoare asociate cu contactor electromagnetic pentru regimul permanent;
- transport de energie în curent continuu; tiristorul este utilizat atât ca ventil, cât și ca întreruptor;
- situații deosebite ca pericol de explozie, lipsă de zgomot;
- schemele electronice care realizează în principal funcția de reglare și în secundar funcția de comutație (spre exemplu tracțiune electrică, reglarea turației la motoare electrice).

Limitarea actuală a introducerii semiconductoarelor în tehnica comutației curenților intenși se datorează următorilor factori:

- sensibilitate la panta curentului (di/dt), la supratensiuni de comutație;
- capacitate redusă de suprasarcină din cauza dimensiunilor reduse ale elementului semiconductor activ;
- cost de achiziție sensibil mai mare (4...10 ori) decât cel al aparatelor cu comutație mecanică;
- pierderi de energie în exploatare considerabil mai mari decât în cazul aparatelor cu comutație mecanică. În adevăr căderea de tensiune la conducție directă, la un semiconductor, este de 1,2...2 V, în timp ce la un aparat cu

comutație mecanică este de 10...20 mV. În tabelul 9.10 se prezintă date de exploatare comparative ale unui aparat de comutație de curent continuu cu un curent nominal de 1000 A, la tensiunea de 1000 V.

Tabelul 9.10

Costuri comparative de exploatare

	Static	Mecanic
Curent nominal, A	1000	1000
Tensiune pe contact, V	2 x 1,5	2 · 0,015
Putere disipată, kW	3	0,03
Energie disipată într-un an, kWh*)	13140	131,4
Cost anual al energiei disipate, cu k lei pe kWh	13140 · k	131,4 · k
Raporturi între costuri	100	1

*) Cu factorul de utilizare $k_w = 0,5$.

Situația apare încă mai dezavantajoasă pentru introducerea comutației statice la tensiuni înalte ($U_n > 1000$ V), când este necesar să se conecteze mai multe elemente semiconductoare în serie. De asemenea, aparatul în serie (contactor, întreruptor) trebuie completat cu o instalație complicată de răcire în vederea extragerii energiei disipate de elementele semiconductoare.

10

Aparate de comutaţie de înaltă tensiune

Locul şi rolul aparatelor electrice de înaltă tensiune au fost precizate în capitolul 1 (vol.1). În cele ce urmează se vor prezenta aparatele de comutaţie cu tensiuni nominale $U_n > 1000$ V, ca şi instalaţiile conexe care înglobează aceste aparate de comutaţie.

10.1. Întreruptorul de putere cu ulei puţin

Prin definiţie şi rol funcţional, *întreruptorul de putere* este destinat a conecta, suporta şi întrerupe curenţi nominali de exploatare ca şi curenţi de avarie, cum sunt curenţii de scurtcircuit şi de suprasarcină. Ca orice întreruptor de putere acest aparat este în acelaşi timp atât aparat de comutaţie, cât şi aparat de protecţie.

Stingerea arcului electric se efectuează într-o cameră de stingere după *principiul expandării şi al jetului de lichid*. Separarea pieselor de contact are loc într-un mediu de ulei mineral, în care se dezvoltă arcul electric.

Energia arcului electric este folosită parţial la vaporizarea lichidului şi deci la formarea unei presiuni (30...100 bar) în camera de stingere. Prin aceasta se realizează o transmisivitate termică sporită şi se poate extrage căldură din coloana arcului electric.

În cazul curentului alternativ, intensităţii maxime a curentului îi corespunde o presiune (locală) maximă, după care, odată cu scăderea curentului şi presiunii, are loc o vaporizare (expandare). Acest proces de expandare este reluat de 2-3 ori până când presiunea în camera de stingere a crescut suficient pentru a determina stingerea arcului electric la trecerea prin valoarea zero a intensităţii curentului.

La intensităţi relativ mici ale curentului (curent critic), cantitatea de gaze este insuficientă pentru răcirea arcului electric şi de aceea se creează un jet de lichid dirijat asupra arcului electric. Şi la intensităţi limită de curent este necesar un jet de lichid pentru activarea stingerii arcului electric.

Din numeroasele forme constructive de camere de stingere existente, următoarele sunt reprezentative:

* Expandare şi jet de lichid creat de presiunea dezvoltată prin descompunerea uleiului sub acţiunea arcului electric, ca în fig. 10.1. Jetul de lichid este dirijat transversal asupra arcului electric. Arcul de curent intens este stins în zona superioară a camerei (fig. 10.1,*a*), iar cel de curent redus, către momentul de părăsire de către tijă a camerei de stingere, când gazele dezvoltate sunt în cantitate suficientă (fig. 10.1,*b*).

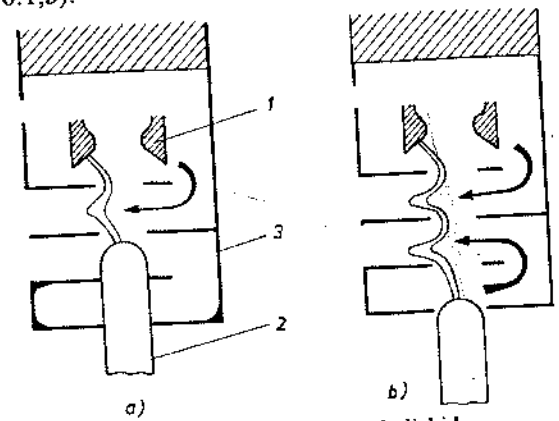


Fig. 10.1. Expandare şi jet de lichid:
1 - tulipă; *2* - tija mobilă; *3* - corpul camerii de stingere.

* Principiul jetului de ulei dirijat asupra arcului electric este schiţat în fig. 10.2 [10.43]. Tija mobilă tubulară *2* este prevăzută cu un vârf *3* din material izolant ca în schiţa din fig. 10.2,*a*. În schiţa din fig. 10.2,*b*, la stingerea curenţilor mici, un jet de ulei provenind din tija 2, care s-a retras din tulipa *1*, este dirijat asupra arcului electric. În cazul curenţilor intenşi energia arcului electric descompune uleiul mineral în zona *7*, iar presiunea astfel creată determină formarea unui jet de ulei, care este dirijat transversal asupra arcului electric şi îl stinge.

* Expandarea cu deplasarea în sensuri opuse a gazelor şi tijei, ca în fig. 10.3. Prin deplasarea tijei ca în figură, cu viteza v_t, arcul electric întâlneşte ulei proaspăt. Controlul presiunii este asigurat prin diametrul interior al ţevii *1*, prin care gazele, rezultate din descompunerea uleiului, circulă cu viteza v_g.

Notă. În toate situaţiile descrise, după stingerea arcului electric, între tija mobilă şi tulipă apare ulei mineral, cu bune proprietăţi electroizolante.

Camera de stingere este prevăzută cu compartimente multiple, în care se conservă ulei nedescompus de energia arcului electric. Masa de ulei astfel conservată serveşte la realizarea reanclanşării automate rapide (RAR, vezi capitolul 14, Încercările aparatelor electrice).

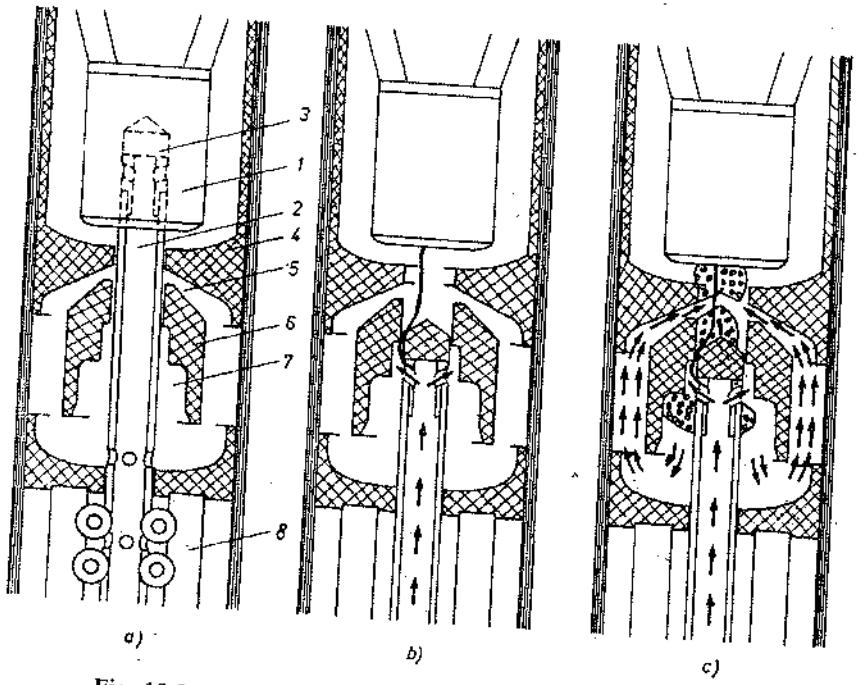


Fig. 10.2. Cameră de stingere cu jet de ulei combinat, Siemens:
a - poziţia închis; *b* - deconectarea curenţilor mici; *c* - deconectarea curenţilor intenşi; *1* - tulipă; *2* - tijă mobilă; *3* - cap izolant; *4* - izolant; *5* - ajutaj; *6* - izolant; *7* - zonă de formare de gaze la curent intens; *8* - contact alunecător cu role.

În pauza de numai 0,3 s...180 s, camera de stingere nu se poate reumple cu ulei proaspăt (în absenţa compartimentelor), astfel încât la o nouă deconectare se va folosi masa de ulei acumulată în compartimentele camerii de stingere. De asemenea această masă de ulei va servi şi la dezvoltarea de gaze, după o trecere prin zero a curentului, deoarece durata arcului electric, într-un aparat cu ulei puţin, este de aproximativ două semiperioade.

10.1.1. Volumul şi masa de gaze dezvoltate

Volumul de gaze dezvoltat de arcul electric este dat de o relaţie care arată proporţionalitate între volumul de gaze şi energia arcului electric:

$$V_n = c_n W_a \qquad (10.1)$$

cu

$$W_a = \int_0^t ui\, dt \qquad (10.2)$$

unde:

V_n reprezintă volumul de gaze dat în cm^3, în condiţii normale: p = 1 bar şi θ = 20°C;

W_a - energia arcului electric, în kWs;

c_n - cifra Bauer, în cm^3/ kWs.

Din punct de vedere practic interesează cifra Bauer [10.4, 10.42] în cazul uleiului mineral, pentru care c_n =(60...500) cm^3/kWs. La temperatura medie T_0 de formare a gazelor sub acţiunea arcului electric, cifra Bauer va fi:

$$c_0 = c_n \frac{T_0}{T_n} k_u = c_n \frac{T_0}{293} k_u \qquad (10.3)$$

Coeficientul k_u ţine seama de prezenţa vaporilor de ulei în gazele în care arde arcul electric. În aprecierea temperaturii T_0 este necesar să se ţină seamă de condiţiile locale ale schimbului de căldură între coloana arcului şi mediul învecinat. Astfel, dacă arcul arde în camere în care volumul gazelor practic este nelimitat, se poate lua T_0 = 800...1000 K; iar dacă arcul arde în camere înguste cu volumul limitat se poate lua T_0 = 2000...2500 K.

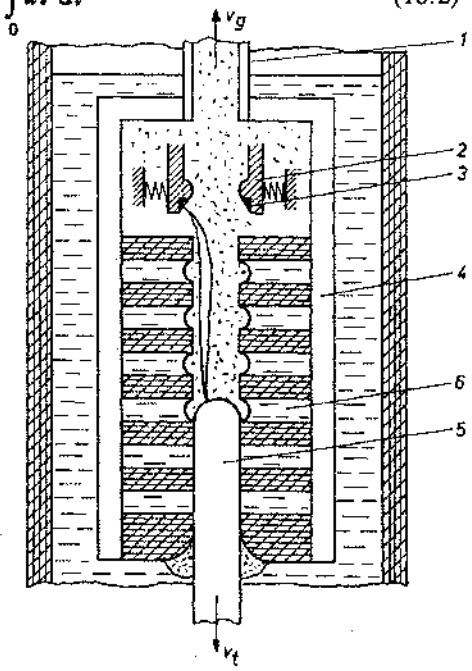


Fig. 10.3. Cameră de stingere cu controlul presiunii:
1 - ţeavă de evacuare; *2* - contactul de regim permanent al tulipei; *3* - contactul de arc electric; *4* - camera de stingere; *5* - tija mobilă; *6* - compartiment retentor de ulei.

Factorul $(T_0/T_n)\, k_u$ din relaţia (10,3) a fost calculat de diferiţi autori în condiţii diferite de răcire a arcului electric şi este cuprins între 5 şi 6 la întreruptoare cu rupere simplă în ulei şi 9,5...10 la camerele de stingere ale întreruptoarelor cu ulei puţin şi la camerele cu flux transversal.

Masa M de lichid, care se descompune în timpul t, se poate calcula cu o relaţie similară ecuaţiei (10.1), şi anume:

$$M = \delta_n W_a \qquad (10.4)$$

unde M este dat în kg, iar δ_n este dat în kg/kWs.

Relaţia (10.4) se mai poate scrie:

$$M = \delta_n W_a = \rho_n V_n = \frac{1}{v_n} c_n W_a \qquad (10.5)$$

de unde rezultă expresia lui δ_n:

$$\delta_n = \frac{c_n p_n}{R T_n} \qquad (10.6)$$

adică δ_n este o funcţie de cifra Bauer c_n la presiunea normală p_n şi temperatura absolută T_{ri}.

10.1.2. Camera de stingere

În prezent se foloseşte ca mediu de stingere uleiul mineral, care îndeplineşte următoarele roluri funcţionale:

* formează gaze sub presiune, care împreună cu uleiul sub stare turbulentă răcesc arcul electric şi deci îl sting.

* ocupă spaţiul între elementele de contact după întreruptoare şi asigură refacerea izolaţiei după o stingere de arc electric.

Energia dezvoltată de arcul electric de deconectare este numai parţial utilizată la vaporizarea uleiului. Un bilanţ aproximativ al acestei energii, dat de Kesselring, este următorul [10.29]:

- 7% încălzirea contactelor;
- 11% radiaţie directă;
- 9% încălzirea şi vaporizarea uleiului;
- 28% descompunerea uleiului în H_2 şi C_2H_2;
- 3% dilatarea gazului;
- 39% încălzirea gazului;
- 3% disocierea hidrogenului.

Din cantitatea totală de gaze produse, aproximativ 70% este hidrogen, gaz cu o conductivitate termică de 17 ori mai mare decât a aerului atmosferic.

Problema esenţială la un întreruptor cu ulei puţin este de a controla presiunea în camera de stingere. Dacă această presiune nu este controlată (cinematică necorespunzătoare sau curent de scurtcircuit mai intens decât cel prevăzut), se poate ajunge la explozie.

La întreruptoarele la care stingerea arcului electric depinde de formarea gazelor prin descompunerea mediului (ulei), este posibil să se precizeze reguli de natură să fixeze dimensiunile principale ale camerei de stingere. Momentul în care tija părăseşte camera de stingere este momentul favorabil pentru stingere, întrucât efectele de jet, de expandare, precum şi presiunea s-au exercitat pe durata cursei în camera de stingere. Continuarea arcului electric în afara camerei de stingere este inutilă, întrucât toţi factorii care conduc la activarea stingerii se diminuează (viteza şi presiunea gazelor).

Trebuie observat însă că stingerea arcului electric are loc, în poziţia menţionată a tijei, numai dacă în acel moment curentul trece prin valoarea zero. Dacă acest deziderat nu se realizează, tija va mai parcurge o distanţă până când apare prima trecere prin zero a curentului. În acest caz, durata de ardere a arcului electric este:

$$t_a = \frac{l}{v} + \Delta t \qquad (10.7)$$

unde:

l este cursa tijei în camera de stingere;
v - viteza tijei, considerată constantă;
Δt - timpul de dispersie (durata arcului în afara camerei).

La aparatele cu ulei puţin durata arcului electric în camera de stingere se impune a fi de maxim 3 semiperioade. În acest interval de timp tija se menţine în camera de stingere. Cu cât tensiunea nominală care revine unei camere de stingere este mai mare, cu atât lungimea camerei de stingere este mai mare, deoarece durata arcului electric se menţine în scopul formării de gaze necesare creşterii presiunii locale.

Presiunea maximă. Aceasta se poate calcula aproximativ, dacă se admite că întregul volum V de gaze dezvoltat de arcul electric ocupă volumul V_0, tija fiind în poziţia de părăsire a camerei de stingere. În acest caz se poate scrie legea gazelor perfecte:

$$p_0 V_0 = M R T_0 \qquad (10.8)$$

sau

$$p_0 = \frac{\delta W_a R T_0}{V_0} \qquad (10.9)$$

cu

$$W_a = \int_0^t u i \, dt \quad \text{şi} \quad \delta = c_n p_n / R T_n \qquad (10.10)$$

Un calcul mai exact [10.46] al presiunii într-o cameră de stingere, în care gazele se deplasează în sens invers faţă de tija mobilă, după cum se indică în schiţa din fig. 10.3, se poate efectua calculând debitul masic de gaze la viteza de scurgere egală cu viteza sunetului, viteză care se stabileşte în tubul de evacuare a gazelor.

În adevăr, debitul masic este dat de relaţia:

$$\dot{M}_s = \mu A \left(\frac{2}{\varkappa+1}\right)^{\frac{1}{\varkappa-1}} \sqrt{\frac{\varkappa}{\varkappa+1}} \rho_0 \sqrt{2RT_0} \qquad (10.11)$$

şi reprezintă valoarea maximă a debitului masic pentru viteza critică egală cu viteza sunetului. În relaţia (10.11) s-a notat:

A - aria secţiunii transversale de evacuare a gazelor rezultate din descompunerea uleiului;

μ - coeficientul de scurgere care ține seama de frecare;
$\varkappa$ - exponentul adiabatic;
ρ - densitatea gazelor în camera de stingere;
T_0 - temperatura gazelor în camera de stingere.

Rezultă astfel că, în această situație, debitul masic depinde numai de parametrii de stare ai gazelor din camera de stingere.

În ecuația (10.11) se introduce: $\rho_0 = p_0/RT_0$ și se obține:

$$\dot{M}_s = \mu A \sqrt{\left(\frac{2}{\varkappa+1}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa-1}} \varkappa p_0 \frac{1}{\sqrt{RT_0}}} \tag{10.12}$$

Pentru a utiliza relația (10.12) se observă că:

$$R = \frac{\Re}{(M)} \tag{10.13}$$

unde $\Re$ este constanta universală a gazelor ($\Re$ = 8315 Ws/ kg · grd), iar (M) este masa molară (adimensională).

Se obține astfel debitul calculabil în funcție de starea gazelor din camera de stingere:

$$\dot{M}_s = \mu A \sqrt{\left(\frac{2}{\varkappa+1}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa-1}} \varkappa \frac{(M)}{T_0 \Re} p_0} \tag{10.14}$$

Gazele rezultate din descompunerea uleiului conțin hidrogen în cea mai mare măsură, astfel încât se poate lua masa molară (M) = 11. De asemenea, valori de calcul se consideră $\varkappa$ = 1,4; μ = 0,7 și T_0 = 2500 K, temperatura medie a gazelor.

Pe de altă parte, producția masică (în unitatea de timp) de gaze create de acțiunea arcului electric asupra uleiului, în acord cu relațiile (10.4) și (10.6), pe durata ultimei semiperioade este:

$$\dot{M}_p = \frac{p_n c_n W_a}{T_n t_1} \frac{(M)}{\Re} \tag{10.15}$$

unde $t_1 = 10^{-2}$ s și T_n = 293 K, p_n = 1 bar = 10^5N/m^2. Se observă că $\dot{M}_p$ este o mărime mediată pe durata unei semiperioade și că $\dot{M}_s$ este debitul masic scurs prin ajutaj în cazul regimului staționar.

Din egalizarea $\dot{M}_s = \dot{M}_p$, adică a ecuației (10.14) cu (10.15), se poate scoate valoarea presiunii p_0 din camera de stingere:

$$p_0 = \frac{p_n c_n W_a}{\mu A T_n t_1} \sqrt{\left(\frac{\varkappa+1}{2}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa-1}} \frac{1}{\varkappa} \frac{T_0 (M)}{\Re}} \tag{10.16}$$

Mai sugestiv este să se calculeze separat $\dot{M}_s = const.\, p_0$, cu ajutorul relației (10.14) și $\dot{M}_p$, cu ajutorul relației (10.15). Rezultă astfel:

$$p_0 = \frac{\dot{M}_p}{const.} \tag{10.17}$$

după cum se procedează în aplicația ce urmează la paragraful următor.

Energia dezvoltată de arcul electric. Pentru a stabili presiunea maximă cu ajutorul relațiilor (10.16) și (10.17) este necesar să se determine energia W_a dezvoltată de arcul electric în ultima semiperioadă. Se observă că mișcarea tijei, care determină lungimea arcului electric, este uniform accelerată. Dacă a este accelerația și v_{01} viteza tijei la extragerea din tulipă, puterea dezvoltată în timpul primei semiperioade, în ipoteza că separarea elementelor de contact are loc la trecerea prin valoarea zero a intensității curentului, este:

$$P_1 = E\hat{I}\left[v_{01}t + \frac{1}{2}at^2\right]\sin\omega t \tag{10.18}$$

În mod similar pentru semiperioadele 2 și 3:

$$P_2 = E\hat{I}\left[v_{02}t + \frac{1}{2}at^2 + v_{01}\frac{T}{2} + \frac{1}{2}a\left(\frac{T}{2}\right)^2\right]\sin\omega t \tag{10.19}$$

$$P_3 = E\hat{I}\left[v_{03}t + \frac{1}{2}at^2 + v_{01}T + \frac{1}{2}aT^2\right]\sin\omega t \tag{10.20}$$

relații în care $0 < t < T/2$ și în care s-a notat:

E - gradientul în coloana arcului;

$l_1 = v_{01}\frac{T}{2} + \frac{1}{2}a\left(\frac{T}{2}\right)^2$ - lungimea arcului după prima semiperioadă;

$l_2 = v_{01}T + \frac{1}{2}aT^2$ - lungimea arcului după a doua semiperioadă;

$v_{02} = v_{01} + \frac{1}{2}aT$ - viteza tijei la începutul semiperioadei a doua;

$v_{03} = v_{01} + aT$ - viteza tijei la începutul semiperioadei a treia;

T - durata unei perioade;

$\hat{I}\sin\omega t$ - expresia intensității curentului.

Expresiile energiei arcului electric dezvoltată în primele trei semiperioade sunt:

$$W_1 = E\hat{I}v_{01}\int_0^{T/2} t\sin\omega t\,dt + \frac{E\hat{I}a}{2}\int_0^{T/2} t^2\sin\omega t\,dt \tag{10.21}$$

$$W_2 = E\hat{I}v_{02}\int_0^{T/2} t\sin\omega t\,dt + \frac{E\hat{I}a}{2}\int_0^{T/2} t^2\sin\omega t\,dt + E\hat{I}l_1\int_0^{T/2}\sin\omega t\,dt \tag{10.22}$$

$$W_3 = E\hat{I}v_{02}\int_0^{T/2} t\sin\omega t\,dt + \frac{E\hat{I}a}{2}\int_0^{T/2} t^2\sin\omega t\,dt + E\hat{I}l_2\int_0^{T/2}\sin\omega t\,dt \qquad (10.23)$$

și în mod general:

$$W_n = E\hat{I}\left(v_{0n}\int_0^{T/2} t\sin\omega t\,dt + \frac{a}{2}\int_0^{T/2} t^2\sin\omega t\,dt + l_{n-1}\int_0^{T/2}\sin\omega t\,dt\right) \qquad (10.24)$$

cu expresia generală a vitezei la începutul semiperioadei următoare

$$v_{0n} = v_{01} + (n-1)\frac{aT}{2} \qquad (10.25)$$

cu expresia generală a lungimii arcului la începutul semiperioadei următoare:

$$l_{n-1} = v_{01}(n-1)\frac{T}{2} + \frac{a}{2}\left[\frac{(n-1)T}{2}\right]^2 \qquad (10.26)$$

Deoarece

$$\int_0^{T/2}\sin\omega t\,dt = \frac{2}{\omega};\quad \int_0^{T/2} t\sin\omega t\,dt = \frac{\pi}{\omega^2};\quad \int_0^{T/2} t^2\sin\omega t\,dt = \frac{\pi^2-4}{\omega^3} \qquad (10.27)$$

rezultă energia dezvoltată de arcul electric în semiperioada n

$$W_n = E\hat{I}\left\{\left[v_{01} + \frac{(n-1)aT}{2}\right]\frac{\pi}{\omega^2} + \frac{a(\pi^2-4)}{2\omega^3} + \left[\frac{v_{01}(n-1)T}{2} + \frac{a}{2}\frac{(n-1)^2T^2}{4}\right]\frac{2}{\omega}\right\} \qquad (10.28)$$

Aplicația 1. Să se traseze diagramele puterilor și energiilor dezvoltate de arcul electric, în primele trei semiperioade, într-un întreruptor caracterizat de:

E = 200V/cm; a = 200 m/s^2; $\hat{I}$ = 14,2 kA. durata extragerii tijei din tulpină $t_0 = 1{,}8 \cdot 10^{-3}$ s; $v_{01} = 200 \cdot 1{,}8 \cdot 10^{-3} = 0{,}36$ m/s. Rezultatul este dat în fig.10.4

Aplicația 2. Să se calculeze presiunea în camera de stingere din aplicația 1, cunoscând că evacuarea gazelor se face printr-un orificiu cu diametrul de 20 mm ($A = 31{,}41 \cdot 10^{-4}$ m^2).

Stingerea arcului electric are loc după a treia semiperioadă. Din relația (10.28) rezultă):

$$W_3 = E\hat{I}\left[(v_{01}+aT)\frac{\pi}{\omega^2} + \frac{a(\pi^2-4)}{2\omega^3} + (v_{01}T + \frac{aT^2}{2})\frac{2}{\omega}\right] \qquad (10.29)$$

Prin înlocuire se obține:

$$W_3 = 200\cdot10^2\cdot14{,}2\cdot10^3\left[(0{,}36+200\cdot20\cdot10^{-3})\frac{\pi}{314^2} + \right.$$

$$\left. + \left[\frac{200(\pi^2-4)}{2\cdot314^3} + (0{,}36\cdot20\cdot10^{-3} + \frac{200\cdot20^2\cdot10^{-6}}{2})\frac{2}{314}\right] = 130{,}219 \text{ kWs}\right.$$

Debitul volumic de gaze produse este (cu c_n = 100 cm^3/kWs):

$$\dot{V} = \frac{c_n W_a}{T/2} = \frac{100\cdot10^6\cdot130{,}219}{0{,}010} = 1{,}302 \text{ m}^3/\text{s}$$

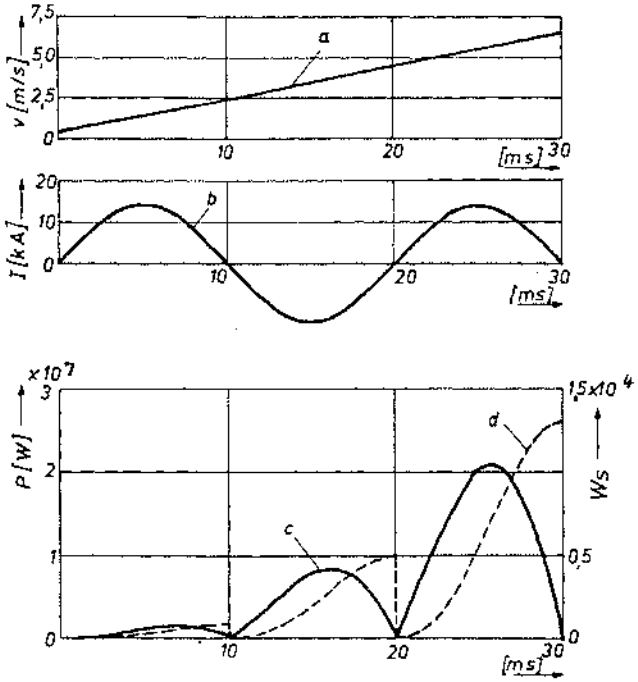


Fig. 10.4. Puterea și energia dezvoltate în arcul electric:
a - diagrama vitezei tijei; *b* - diagrama curentului; *c* - diagrama puterii; *d* - diagrama energiei.

Debitul masic calculat cu relația (10.15) este (cu p_n = 1 bar = 10^5Pa):

$$\dot{M}_p = \frac{10^5\cdot1{,}302\cdot11}{293\cdot8315} = 5{,}8794\cdot10^{-1} \text{ kg/s}$$

iar debitul masic scurs calculat cu relația (10.14) este:

$$\dot{M}_s = 0{,}7\cdot3{,}141\cdot10^{-4}\sqrt{\left[\frac{2}{2{,}4}\right]^{\frac{2{,}4}{0{,}4}}\cdot1{,}4\frac{11}{8315\cdot2500}}\cdot p_0 = 1{,}0951\cdot10^{-7}p_0$$

Se obține

$$p_0 = \frac{5{,}8794\cdot10^{-1}}{1{,}0961\cdot10^{-7}} = 5{,}3684\cdot10^6 \text{ Pa} = 53{,}684 \text{ bar}.$$

10.1.3. Întreruptoare cu ulei puțin de medie tensiune

Denumirea de întreruptor cu ulei puțin își are originea în faptul că, în trecut, se fabricau și întreruptoare cu ulei mult. La un întreruptor cu ulei puțin

aproape întreaga incintă cu ulei este ocupată de camera de stingere şi aproape întreaga cantitate de ulei participă la stingerea arcului electric. La întreruptoarele cu ulei mult camera de stingere era plasată într-o cuvă voluminoasă cu ulei.

Aparatele cu ulei puţin folosesc principiul expandării şi al jetului de ulei în scopul răcirii şi stingerii arcului electric, în gama de tensiuni nominale de 10...30 kV, de curenţi nominali 630...2 500 A şi puteri de rupere 150...1 500 MVA. Din punct de vedere constructiv, întreruptoarele cu ulei puţin sunt adaptate montajului în celule prefabricate cu contacte debroşabile în spaţii închise.

Structura generală a întreruptorului de medie tensiune este dată [4] în fig.10.5, în care se pot distinge trei compartimente şi anume:

a - compartimentul mecanismului bielă-manivelă (carterul inferior), care adăposteşte un mecanism bielă-manivelă pentru acţionarea tijei;

b - compartimentul camerei de stingere (izolant);

c - compartimentul de egalizare a presiunilor (carterul superior).

La stingerea arcului electric jetul de ulei autoformat joacă un rol important (vezi şi fig.10.1), pe lângă efectul expandării.

Compartimentul de egalizare a presiunilor este în legătură cu atmosfera printr-un mic orificiu. În aceste condiţii, gazele ionizate sunt răcite înainte de ieşirea în atmosferă. Tot în acest compartiment se efectuează şi separarea uleiului antrenat odata cu gazele, după o deconectare.

În fig.10.6 este prezentat în detaliu polul unui întreruptor de medie tensiune cu tensiunea nominală 20 kV. În camera de stingere se asigură un jet de ulei dependent de intensitatea curentului şi un altul independent, util la deconectarea curenţilor de intensitate redusă (vezi şi fig.10.2).

10.1.4 Întreruptoare cu ulei puţin de înaltă tensiune

Aceste aparate sunt destinate funcţionării în gama de tensiuni nominale 123, 245, 420, 525 kV şi de intensităţi nominale până la 2 000 A. Construcţiile actuale satisfac cerinţele de exploatare de a realiza deconectarea liniilor în gol şi de a oferi o putere de rupere acoperitoare pentru puterile de scurtcircuit ale sistemelor energetice.

În ceea ce priveşte deconectarea liniilor în gol, în principiu, întreruptorul cu ulei puţin nu se comportă bine. Într-adevăr, energia necesara stingerii arcului electric este preluată chiar de arcul electric. Deci pentru realizarea stingerii arcului acesta trebuie să ardă un timp cât mai mare, cu cât curentul în arc este mai mic. În consecinţă, la întreruptoarele cu ulei puţin, la întreruperea curenţilor mici capacitivi, nu trebuie să se conteze pe jet de ulei autoformat.

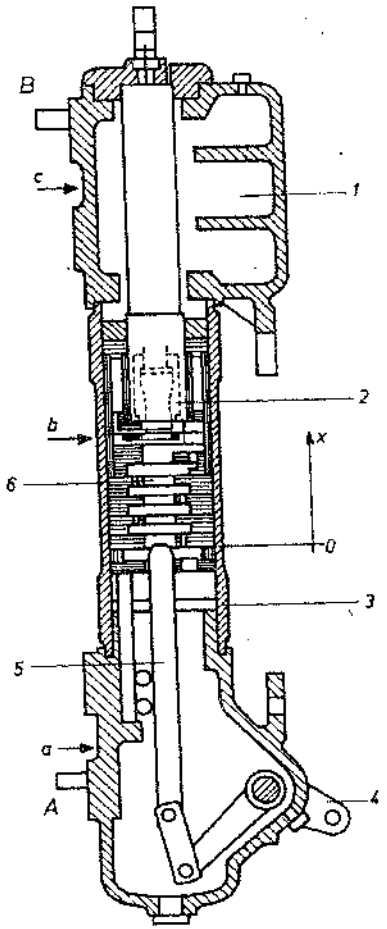


Fig. 10.5. Polul unui întreruptor cu ulei puţin (AEG):
1 - camera de egalizare a presiunilor; *2* - element fix de contact (tulipă); *3* - anvelopă izolantă; *4* - pârghie de acţionare; *5* - element mobil de contact (tije); *6* - camera de stingere; *A, B* - borne.

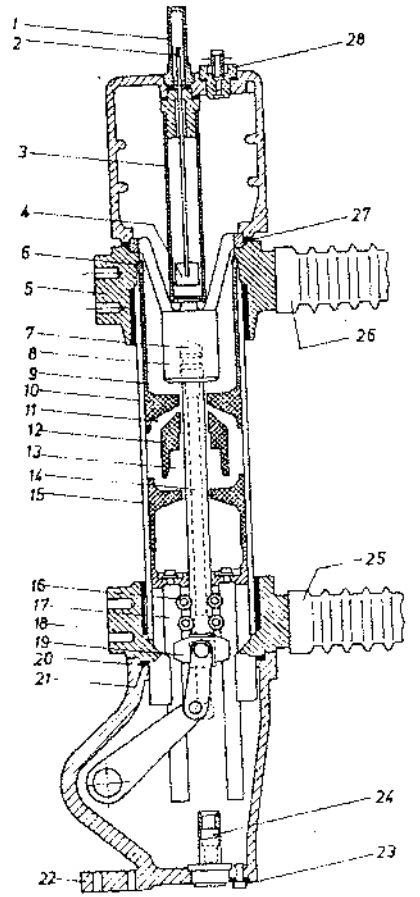


Fig. 10.6. Întreruptor cu vârf izolant (vezi şi fig. 10.2):
1 - teacă de protecţie; *2* - indicator de nivel; *3* - ţeavă de protecţie; *4* - plutitor; *5* - flanşă superioară; *6* - inel filetat; *7* - capul izolat al tijei; *8* - piesă fixă de contact (tulipă); *9* - ţeavă de distanţă; *10* - piesă izolantă; *11* - canal inelar; *12* - piesă de dirijare; *13* - zonă inferioară a camerei de stingere; *14* - tijă mobilă; *15* - placă de ghidaj; *16* - contact cu role; *17* - tijă de ghidaj; *18* - flanşă inferioară; *19* - cap cruce; *20* - carterul inferior; *21* - garnitură; *22* - flanşă inferioară de fixare; *23* - orificiu de golire; *24* - amortizor; *25* - izolator suport inferior; *26* - izolator suport superior; *27* - garnitură de etanşare; *28* - orificiu de comunicare cu atmosfera, buşon de umplere cu ulei.

Tensiunea de reamorsare în camera de stingere este funcţie de distanţa între contacte şi de gradientul E de reamorsare. Pentru a creşte valoarea tensiunii de reamorsare este necesar să se crească unul dintre cei doi factori, sau amândoi. Pentru a mări distanţa între contacte sunt posibile următoarele mijloace:

* creşterea vitezei v de deplasare a contactului mobil;

* utilizarea întreruperii multiple; în acest caz viteza electrică este un multiplu al celei mecanice. Astfel, în fig.10.7 s-au reprezentat curbele:

a - tensiunea de ţinere a rigidităţii dielectrice la un întreruptor cu n camere de stingere în serie:

$$(\frac{\partial u}{\partial t})_n t = n\frac{\partial x}{\partial t}\frac{\partial u}{\partial x}t = n\,v\,E\,t \qquad (10.30)$$

b - tensiunea de ţinere a rigidităţii dielectrice la un întreruptor cu o singură cameră de stingere:

$$\frac{\partial u}{\partial t}t = \frac{\partial x}{\partial t}\frac{\partial u}{\partial x}t = v\,E\,t \qquad (10.31)$$

c - tensiunea între bornele întreruptorului, după întreruperea sarcinii capacitive.

Se constată că în cazul curbei *b* există o reamorsare, deoarece această curbă intersectează curba *c*.

Gradientul de reamorsare E se poate mări prin crearea unui jet puternic de ulei, independent de curentul arcului electric.

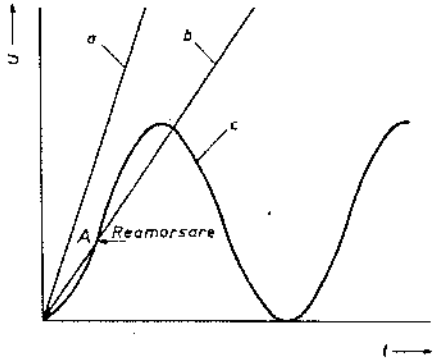


Fig. 10.7. Diagrame la deconectarea unei sarcini capacitive (calitativ):
a - tensiunea de ţinere fără reamorsare; *b* - tensiunea de ţinere cu reamorsare; *c* - tensiunea de restabilire.

În concluzie, se pot realiza următoarele tipuri reprezentative de întreruptoare cu ulei puţin.

- *Întreruptoare cu jet de ulei.* Acest tip de întreruptoare nu se comportă bine la întreruperea sarcinilor mici inductive, întrucât în etapa iniţială rigiditatea

dielectrică creşte brusc, iar supratensiunile nu sunt limitate. Este deci necesară introducerea, în construcţia întreruptorului, a unui dispozitiv special şi a unei rezistenţe pentru limitarea supratensiunilor care apar la deconectarea sarcinilor mici inductive.

- *Întreruptoare cu un număr mare de camere de stingere.* În acest caz, energia dispozitivului de acţionare este de n ori energia necesară acţionării întreruptorului cu o singură cameră de stingere. Folosirea unui număr exagerat de camere de stingere este limitată de consideraţii economice.

- *Întreruptoare cu viteză mare de deconectare.* În acest caz se utilizează chiar pentru tensiuni ridicate, un număr limitat de camere de stingere. Deoarece pentru imprimarea vitezei v a pieselor în mişcare (tija etc.) este necesar ca dispozitivul de acţionare să livreze energia $\frac{1}{2}mv^2$; se constată că la această soluţie dispozitivul de acţionare va fi mai puternic decât la soluţia cu camere de stingere multiple. Într-adevăr, energia cinetică a pieselor în mişcare, la un întreruptor cu doua camere în serie, este:

$$W_2 = 2\frac{1}{2}m v_2^2 \qquad (10.32)$$

Pentru a atinge aceeaşi viteză electrică, la un întreruptor cu o singură cameră, este necesar ca viteza mecanică să crească de două ori, iar energia este:

$$W_1 = \frac{1}{2}m(2v_2)^2 = 4\frac{1}{2}m v_2^2 = 2W_2 \qquad (10.33)$$

Întreruptoarele cu ulei puţin se construiesc cu o singură cameră de stingere până la tensiunea de 123 kV. Pentru tensiuni mai mari convine să se utilizeze *principiul modulului*, conectându-se două sau mai multe camere de stingere în serie. În acest caz trebuie rezolvate două probleme: funcţionarea sincronă a camerelor de stingere şi repartiţia uniformă a tensiunii oscilante de restabilire.

* *Sincronizarea camerelor de stingere* se realizează în moduri diferite. Dacă întreruptorul are numai două camere de stingere, sincronizarea se realizează cuplând mecanic tijele de contact. Dacă întreruptorul are mai mult de două camere de stingere, se recomandă cu aceeaşi presiune, cu ajutorul dispozitivului oleopneumatic, mai multe pistoane de acţionare. Deoarece transmisia se execută prin ţevi de acelaşi diametru, presiunea de lucru pe feţele pistoanelor de lucru se conservă cu suficientă exactitate.

* *Repartiţia tensiunii oscilante de restabilire*, în mod egal, pe camerele de stingere se realizează atât în mod natural datorită rezistenţei echivalente a conductivităţii curentului postarc, dar mai ales condensatoarelor sau rezistenţelor conectate în paralel pe camerele de stingere.

În fig.10.8 este reprezentată o secţiune în polul unui întreruptor IUP de 245 kV, 8000 MVA construit la UEPC. Camera de stingere, *8*, cilindrică, este construită din ţesătură de sticlă impregnată în răşină epoxidică, pentru a oferi o

rigiditate dielectrică ridicată şi o rezistenţa mecanică mare şi este plasată într-un tub izolant *9* din acelaşi material, cu proprietăţi dielectrice şi mecanice ridicate.

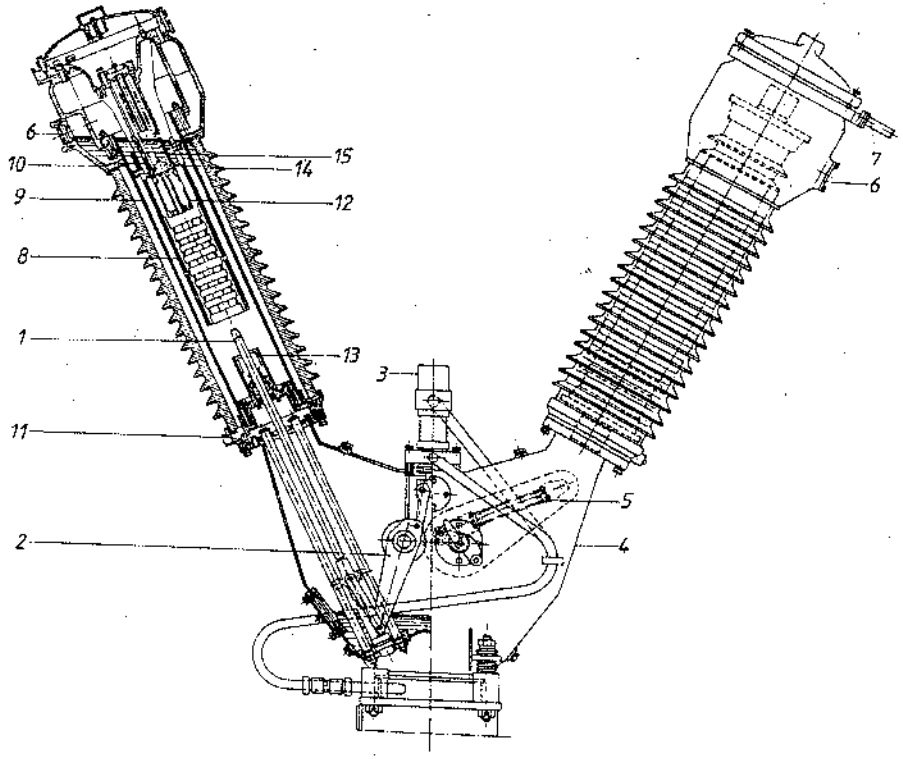


Fig. 10.8. Polul unei jumătăţi de întreruptor IUP - 245 kV (Electroputere):
1 - contact mobil; *2* - pârghie de acţionare; *3* - piston de acţionare cu dublu efect; *4* - carter comun; *5* - resort " tumbler "; *6* - indicator de nivel; *7* - bornă; *8* - cameră de stingere; *9* - cilindru izolant; *10* - carter superior; *11* - carter inferior; *12* - piesă de contact " tulipă "; *13* - contact alunecător; *14* - izolator ceramic; *15* - cilindrul dispozitivului anticavitaţional.

Carterele metalice *10* şi *11*, la care se racordează tubul *9*, servesc drept suport pentru prizele de curent. Izolatorul ceramic exterior *14* serveşte la protecţia

ansamblului activ împotriva agenţilor atmosferici. În mod normal se asigură comunicarea între conţinutul de ulei al izolatorului *14* şi al tubului *8*, prin inermediul unei clapete ataşate carterului superior. La producerea unei presiuni în camera de stingere, clapeta menţionată impiedică transmisia presiunii în interiorul izolatorului ceramic, astfel încât acesta nu este solicitat din punct de vedere mecanic.

Camera de stingere, de construcţie rigidă, este compartimentată cu ajutorul unor discuri din material izolant, în scopul reţinerii unei cantităţi de ulei în compartimente, după prima deconectare. Astfel, o nouă declanşare după 0,3 s, ca urmare a reanclanşării automate, găseşte în compartimente o cantitate de ulei suficientă pentru a stinge arcul electric. Stingerea arcului electric la acest tip de întreruptor se obţine prin realizarea unei presiuni importante (peste 100 bar) a gazelor şi printr-un jet axial puternic, care deionizează arcul electric.

Viteza mecanică sporită asigură stingerea arcului într-o semiperioadă, durata în care tija mobilă *1* este extrasă din tulipa *12* şi din camera de stingere.

Camera de stingere este echipată cu un dispozitiv "anticavitaţional", plasat în zona superioară contactului fix *12*, dispozitiv care este schiţat separat în fig.10.9. Întreruptorul fiind în poziţia închis, tija *1* asigura contactul în tulipa *2* şi a comprimat resortul *4* prin intermediul pistonului *3*, care se deplasează în cilindrul *15*. La deschiderea întreruptorului, resortul *4* împinge în jos pistonul *3*, şi astfel determină crearea unui jet de ulei după direcţia de deplasare a tijei *1*. Jetul are drept efect răcirea intensă a arcului electric şi ca urmare, stingerea lui. Acest dispozitiv permite ca tensiunea de ţinere în camera de stingere să crească suficient de rapid pentru a face faţă, mai ales, deconectărilor de sarcini capacitive.

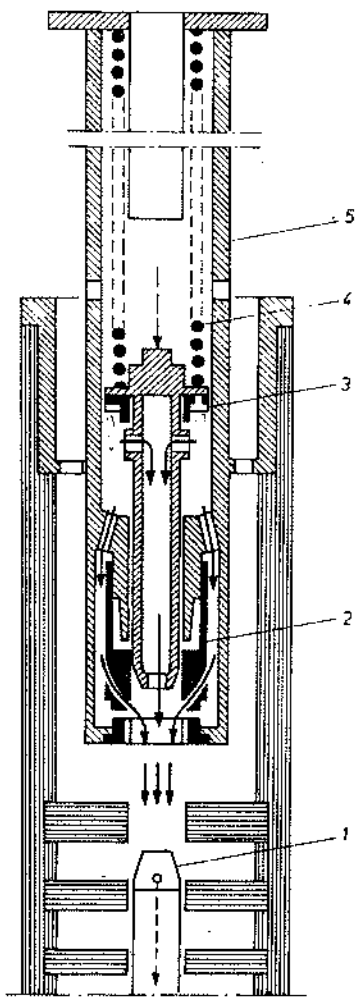


Fig. 10.9. Schiţa dispozitivului anticavitaţional:
1 - tija mobilă de contact; *2* - piesă de contact " tulipă "; *3* - piston; *4* - resort; *5* - tub protector.

În fig.10.8, dispozitivul de acţionare a tijelor *1* este realizat din două mecanisme bielă-manivelă *2*, simetrice în raport cu axa sistemului de camere aşezat în V. Mecanismele bielă-manivelă sunt acţionate hidraulic de pistonul cu dublu efect, care se află în cilindrul *3*. Un dispozitiv "tumbler" *5* asigură menţinerea întreruptorului în poziţiile închis sau deschis.

Întreruptorul cu ulei puţin poate fi instalat în aer liber în două variante: pe fundaţie sau "suspendat". Suspendarea se recomandă mai ales în zonele supuse seismelor, deoarece oferă un grad mare de libertate întreruptorului, fără ca acesta să sufere solicitări mecanice mari.

Pentru tensiuni nominale foarte mari se utilizează *principiul constructiv al modulului*. Astfel în fig.10.10 s-a schiţat construcţia unui pol de întreruptor cu tensiunea nominală de 245 kV şi puterea de rupere 10 000 MVA. Polul are patru camere de stingere identice, conectate în serie. Cu două camere de stingere în serie se realizează aparate pentru tensiunea de 123 kV, iar cu şase camere de stingere-aparate cu tensiunea nominală până la 420 kV.

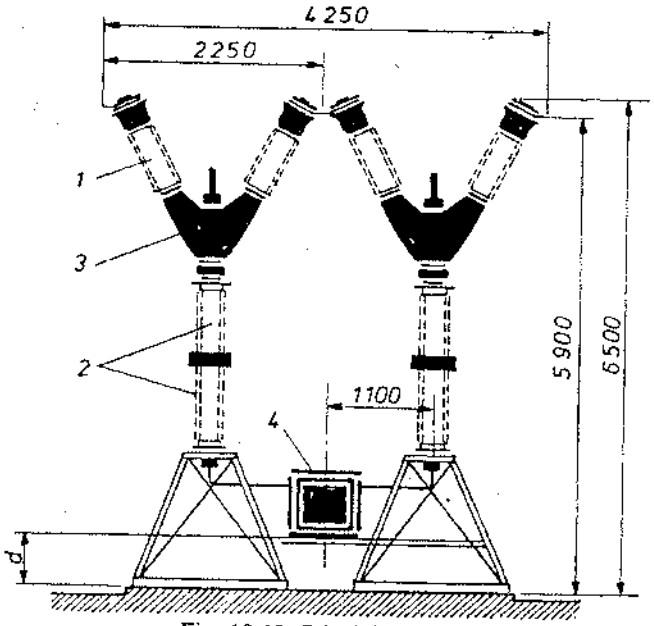


Fig. 10.10. Principiul modulului:
1 - cameră de stingere; *2* - izolator suport; *3* - carter cu mecanismul de acţionare local; *4* - mecanism oleopneumatic.

Notă. Tendinţa actuală este de a construi, în Europa, întreruptoare cu ulei puţin numai pentru tensiuni medii: 12 kV...24 kV pentru capacităţi de rupere reduse: $I_{sc} < 16$ kA. În domeniul tensiunilor nominale, $U_{sc} > 123$ kV întreruptorul cu gazul SF_6, ca mediu de stingere, este unanim adoptat.

10.2. Întreruptorul de putere cu aer comprimat

După cum s-a observat în capitolul 10.1, în întreruptoarele cu mediu de stingere uleiul mineral, în cele din urmă arcul electric se stinge într-un mediu gazos adus la presiune ridicată. Apare astfel ideea de a folosi aerul atmosferic la stingerea arcului electric, dar din cauza conţinutului mare de azot, la presiunea normală de un bar, conductivitatea termică a aerului atmosferic este redusă în comparaţie cu a hidrogenului, după cum s-a văzut în tabelele 7.3 şi 7.4 (volumul I). De asemenea rigiditatea dielectrică a aerului la presiune normală este redusă: 20-30 kV/cm, în câmp electric omogen. Dacă însă, aerul folosit la stingerea arcului electric este folosit la presiuni mai mari (10...30 bar), conductivitatea termică creşte şi se poate extrage mai multă caldură din coloana arcului electric. Imediat după stingerea arcului electric, camera de stingere se menţine sub presiune, iar rigiditatea dielectrică a aerului, în acord cu diagramele Paschen din fig.7.4 (din volumul I), sporeşte sensibil.

Principiul de stingere folosit pentru stingerea arcului electric la întreruptoarele cu aer comprimat este *principiul jetului de gaz* sub presiune. Acesta poate fi dirijat longitudinal (în lungul coloanei arcului electric), radial, transversal. În acest mod se extrage căldura din coloana arcului electric, iar acesta se stinge la o trecere prin zero a curentului electric, în mod normal la prima trecere prin zero. Capacitatea de rupere a întreruptorului cu aer comprimat este limitată de micşorarea vitezei de intrare a aerului în ajutajul camerei de stingere şi de tendinţa de refulare a arcului electric, odată cu creşterea curentului sau diminuarea ajutajului în care se dezvoltă arcul electric.

10.2.1. Refularea arcului electric

În fig.10.11 se prezintă în schiţa *a)*, o cameră de stingere cu jet simplu longitudinal, şi în schiţa *b)*, cu jet dublu longitudinal. Dacă unul din elementele de contact nu ar fi tubular, în schiţa *b)*, s-ar obţine o cameră de stingere cu jet combinat longitudinal şi radial.

În schiţa *c)* este prezentat modelul termodinamic, în care mărimile din camera de stingere sunt notate cu indicele zero, cele din ajutaj cu indicele 1 şi cele de la ieşirea din ajutaj cu indicele 2. Arcul electric se stabileşte între o tijă *1*, care este retrasă din ajutaj şi un contraelectrod *2*, în faţa ajutajului.

Prezenţa arcului electric de curent intens, în ajutajul camerei de stingere, determină încălzirea jetului de aer longitudinal. Aerul se dilată, iar presiunea

locală creşte. Dacă $p_1 > p_0$, se produce fenomenul de refulare, adică la intervale de timp regulate aerul de răcire capătă o viteză dirijată dinspre ajutaj, în care există presiunea p_1, către camera de admisie a aerului comprimat, unde există presiunea p_0. Procesul de refulare apare în cazurile în care fie intensitatea curentului este prea mare faţă de aria secţiunii transversale a ajutajului, fie presiunea p_0 este prea mică în raport cu presiunea p_1, care se creează la intrarea în ajutaj.

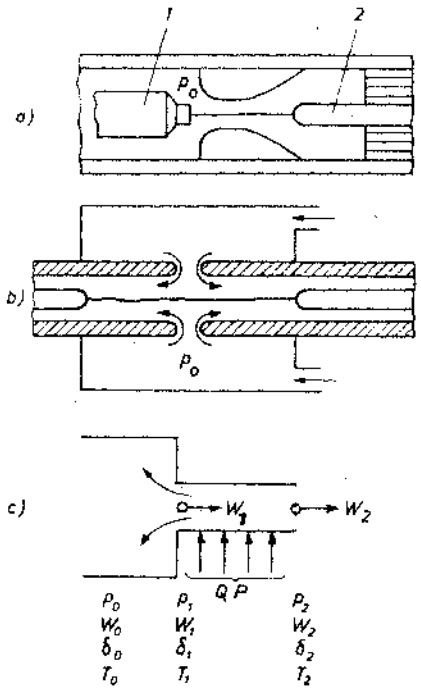


Fig. 10.11. Principiul jetului de gaz:
a) simplu longitudinal; *b)* dublu longitudinal;
c) modelul termodinamic.

În cazul arcului electric de curent continuu se poate ajunge la un *blocaj staţionar* al aparatului, adică la un debit masic al aerului de răcire, extrem de redus. Astfel, dacă raportul p_0/p_1 este suficient de mare, viteza de scurgere a aerului este egală cu viteza sunetului $w_s = \sqrt{\varkappa RT} \sim \sqrt{T}$, iar debitul masic rezultă:

$$\dot{M} = A\rho w_s \sim A\frac{p}{RT}\sqrt{T} \sim \frac{1}{\sqrt{T}} \qquad (10.34)$$

unde A este aria secţiunii de trecere a aerului, iar ρ densitatea. Se constată că debitul masic este invers proporţional cu rădăcina pătrată a temperaturii absolute a gazului. Temperatura gazului creşte în acelaşi sens cu puterea dezvoltată de arcul electric şi deci, cu cât această putere este mai mare, cu atât debitul masic este mai mic. Puterea $\dot{W}_e$ evacuată prin convecţie rezultă ca produsul între debitul masic $\dot{M}$ [kg/s] şi entalpie $h = c_p T$ [Ws/kg]:

$$\dot{W}_e = \dot{M}h \sim \sqrt{T} \qquad (10.35)$$

Deci puterea evacuata este proporţională cu rădăcina pătrată a temperaturii gazului. Deşi debitul masic devine mai mic, scurgerea strangulată se poate stabiliza, în sensul că se evacuează mai multă căldură din arcul electric şi se poate ajunge la un echilibru între puterea dezvoltată de arc şi cea evacuată. Dacă, însă, puterea dezvoltată de arc este mai mare decât cea evacuată, se produce un fenomen nestaţionar şi apare refularea. În regim de curent alternativ, la trecerea curentului prin zero debitul masic este maxim, iar scurgerea gazului este neperturbată; către valoarea de vârf a curentului se poate produce blocaj în regim staţionar, sau de

refulare, în funcţie de puterea arcului, presiunea de admisie, dimensiunile ajutajului [7.27].

10.2.2. Viteza w_1 de intrare în ajutaj

Pentru ca arcul electric să poată fi răcit, şi deci pentru a fi stins, este necesar ca scurgerea gazului să se afle în afara domeniului refulării şi deci este necesar să se asigure viteze minime ale gazului la intrarea în ajutaj. În consideraţiile care urmează se consideră, în prima etapă, arcul electric de curent continuu care arde într-un model de ajutaj ca în fig.10.11,*c*.
Se urmăreşte a se stabili o relaţie de dependenţă între viteza de intrare w_1 şi raportul $P/(Ap_0)$, unde P este puterea dezvoltată de arcul electric, iar A şi p_0 au semnificaţiile menţionate. În acest scop se folosesc următoarele relaţii generale:

a) ecuaţia lui Bernoulli, scrisă sub forma:

$$\frac{p}{\rho} + \frac{w^2}{2} = const. \qquad (10.36)$$

Prin diferenţiere şi ţinând seama că $1/\rho = v$ se obţine la ecuaţia impulsului:

$$-v\mathrm{d}p = w\mathrm{d}w \qquad (10.37)$$

b) ecuaţia energiei:

$$\mathrm{d}Q = c_p\mathrm{d}T - RT\frac{\mathrm{d}p}{p}, \text{ unde } RT = pv, \text{ se scrie:}$$

$$\mathrm{d}Q = c_p\mathrm{d}T - v\mathrm{d}p \qquad (10.38)$$

sau ţinând seama de ecuaţia (10.37)

$$\mathrm{d}Q = c_p\mathrm{d}T - w\mathrm{d}w \qquad (10.39)$$

c) ecuaţia de stare:

$$pv = MRT, \text{ sau} \quad pv = RT \qquad (10.40)$$

d) ecuaţia evoluţiei adiabate:

$$pv^{\varkappa} = \text{const.} \qquad (10.41)$$

cu exponentul adiabatic $\varkappa = 1{,}4$ pentru aer şi $\varkappa = 1.1$ pentru SF_6;

e) ecuaţia debitului masic constant:

$$\dot{M} = \rho_1 w_1 A = \rho_2 w_2 A \tag{10.42}$$

sau

$$\frac{\dot{M}}{A} = \frac{w_1}{v_1} = \frac{w_2}{v_2} \tag{10.43}$$

f) ecuaţia energiei specifice:

$$Q_M = \frac{\dot{Q}\ [\text{kW}]}{\dot{M}\ [\text{kg/s}]} = \frac{\dot{Q}}{\dot{M}}\left[\frac{\text{kW.s}}{\text{kg}}\right] \tag{10.44}$$

În ecuaţia (10.44) Q_M este energia primită de masa de 1 kg de gaz, care trece prin ajutajul în care se dezvoltă puterea $\dot{Q} = P$ a arcului electric.

Viteza de intrare a aerului în ajutaj [10.46]. Expresia acestei viteze, cunoscută din lucrările de termodinamică, este:

$$w_1 = \sqrt{\frac{2\varkappa}{\varkappa - 1} p_0 v_0 \left[1 - \left(\frac{p_1}{p_0}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}\right]} = a\varphi_1(\beta) \tag{10.45}$$

unde s-a notat:

$$a = \sqrt{p_0 v_0}$$

$$\varphi_1(\beta) = \sqrt{2\frac{\varkappa}{\varkappa - 1}(1-\beta)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}} \tag{10.46}$$

$$\beta = p_1/p_0$$

Viteza de ieşire a aerului încălzit la ieşirea din ajutaj. Tot din termodinamică se cunoaşte viteza aerului la distanţa l de la intrarea în ajutaj, L fiind lungimea totală a ajutajului:

$$w_l = \sqrt{2\frac{\varkappa}{\varkappa - 1}\left[\frac{Q_{lM} R}{c_p} + p_0 v_0 - p_1 v_1\right]} \tag{10.47}$$

unde: $Q_{lM} = \dfrac{\dot{Q}_1}{\dot{M}}$ şi $\dot{Q}_1 = \dot{Q}\dfrac{l}{L}$

Dacă în relaţia (10.47) se consideră $l=L$, $Q_1 = \dot{Q}$ şi $Q_{lM}=Q_M$, se

obţine viteza w_2 de la ieşirea din ajutaj:

$$w_2 = \sqrt{2\frac{\varkappa}{\varkappa - 1}\left[\frac{Q_M R}{c_p} + p_0 v_0 - p_2 v_2\right]} \tag{10.48}$$

La ieşirea din ajutaj viteza aerului încălzit este egală cu viteza sunetului la temperatura de ieşire T_2, adică:

$$w_2 = \sqrt{\varkappa R T_2} = \sqrt{\varkappa p_2 v_2} \tag{10.49}$$

Prin egalarea ecuaţiilor (10.48) şi (10.49) se obţine:

$$p_2 v_2 = \frac{2}{\varkappa + 1}\left(\frac{Q_M R}{c_p} + p_0 v_0\right) \tag{10.50}$$

Dacă se aplică ecuaţia (10.43) a debitului care caracterizează parametrii gazului prin indicii 0 şi 1, iar evoluţia gazului se consideră adiabatică, se obţine:

$$\frac{w_1}{v_1} = \sqrt{\frac{p_0}{v_0}}\sqrt{2\frac{\varkappa}{\varkappa - 1}\left(\beta^{\frac{2}{\varkappa}} - \beta^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right)} \tag{10.51}$$

Cu notaţiile:

$$\sqrt{\frac{p_0}{v_0}} = b$$

$$\varphi_2(\beta) = \sqrt{2\frac{\varkappa}{\varkappa - 1}\left(\beta^{\frac{2}{\varkappa}} - \beta^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right)}$$

ecuaţia (10.51) devine:

$$\frac{w_1}{v_1} = b\varphi_2(\beta) \tag{10.52}$$

Cantitatea de căldură primită de unitatea de masă (1 kg) de gaz, conform relaţiei (10.44), este:

$$Q_M = \frac{\dot{Q}}{\dot{M}} = \frac{\dot{Q}}{A}\frac{v_1}{w_1} = \frac{\dot{Q}}{A}\frac{1}{b\varphi_2(\beta)} \tag{10.53}$$

Această valoare se introduce în relaţia (10.48), se ţine seama de expresia produsului $p_2 v_2$ din relaţia (10.50) şi se obţine:

$$w_2 = \sqrt{2\frac{\varkappa}{\varkappa+1}\left[\frac{\dot{Q}R}{c_p A b \varphi_2(\beta)} + p_0 v_0\right]} \tag{10.54}$$

Funcția $P/(Ap_0) = f_1(\beta)$. Prin aplicarea ecuației (10.37) a impulsului, între punctele care caracterizează parametrii gazului cu indicii 1 și 2, se obține:

$$p_1 - p_2 = \frac{w_1}{v_1}(w_2 - w_1) = b\varphi_2(\beta)(w_2 - w_1) \tag{10.55}$$

Din relația (10.49) a vitezei sunetului și relația (10.43) a continuității, se obține succesiv:

$$w_2^2 = \varkappa p_2 v_2 = \varkappa p_2 w_2 \frac{v_1}{w_1}$$

de unde rezultă presiunea la ieșirea din ajutaj:

$$p_2 = \frac{w_2}{\chi} b\varphi_2(\beta) \tag{10.56}$$

Această valoare a presiunii la ieșirea din ajutaj se introduce în relația (10.55) a impulsului, în care w_1 se obține din relația (10.45), și rezultă:

$$w_2^2 = \frac{\varkappa}{\varkappa+1}\left[\frac{p_1}{b\varphi_2(\beta)} + a\varphi_1(\beta)\right] \tag{10.57}$$

Prin egalarea relațiilor (10.54) și (10.57) și prin observarea relațiilor $p_1/p_0 = \beta$; ; $\sqrt{p_0 v_0} = \sqrt{RT_0}$; $\dot{Q} = P$ se obține:

$$\frac{\varkappa}{\varkappa+1}\left[\frac{\beta}{\varphi_2(\beta)} + \varphi_1(\beta)\right] = \sqrt{2\frac{\varkappa}{\varkappa+1}\left[\frac{P}{Ap_0}\frac{\sqrt{R}}{c_p\sqrt{T}\varphi_2(\beta)} + 1\right]} \tag{10.58}$$

Din relația (10.58) se scoate raportul $P/(Ap_0)$, care are expresia:

$$\frac{P}{Ap_0} = \frac{\varphi_2(\beta)}{n}\left\{\frac{m}{2}\left[\frac{\beta}{\varphi_2(\beta)} + \varphi_1(\beta)\right]^2 - 1\right\} \tag{10.59}$$

unde s-a notat:

$$m = \frac{\varkappa}{\varkappa+1}\ ;\ n = \frac{\sqrt{R}}{c_p\sqrt{T_0}} \tag{10.60}$$

Se constată astfel că raportul $P/(Ap_0)$ este o funcție de β, adică de raportul între presiunea p_1 la intrarea în ajutaj și presiunea p_0 a gazului comprimat înainte de intrarea în ajutaj, adică:

$$\frac{P}{Ap_0} = f_1(\beta) \tag{10.61}$$

Viteza w_1 *la intrarea în ajutaj este o funcție de raportul* $P/(Ap_0)$. Viteza w_1 a gazului la intrarea în ajutaj este dată de relația (10.45):

$$w_1 = \sqrt{p_0 v_0}\varphi_1(\beta) = \sqrt{RT_0}\varphi_1(\beta) = f_2(\beta) \tag{10.62}$$

Se observă astfel că $w_1 = f_2(\beta)$, iar, conform relației (10.61) și $P/(Ap_0) = f_1(\beta)$, astfel că w_1 este o funcție de $P/(Ap_0)$, adică:

$$w_1 = f\left(\frac{P}{Ap_0}\right) \tag{10.63}$$

În fig.10.12 sunt date, după Kukekov [10.32], diagramele vitezei w_1 la intrarea în ajutaj, în funcție de raportul (P/Ap_0). Se constată că, pentru a menține viteze mari la o putere P dată, este necesar ca produsul (Ap_0) să fie mare, adică trebuie să crească, fie aria A a secțiunii transversale a ajutajului, fie presiunea de admisie p_0, fie amândouă. Pentru a se economisi material activ, este convenabil să se crească presiunea p_0 de admisie a aerului comprimat, presiune care la întreruptoarele moderne este de ordinul 20...30 bar.

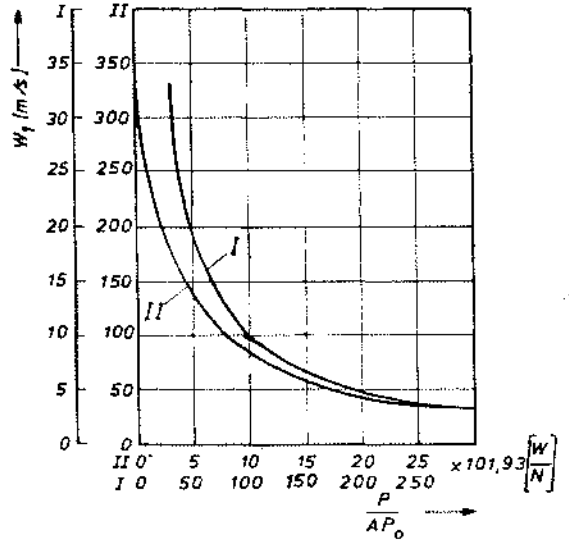


Fig. 10.12. Viteza W_1 de intrare în ajutaj în funcție de $P/(Ap_0)$.

Regimul de curent alternativ. În aparatele de curent alternativ viteza w_1, este minimă pentru puterea instantanee P maximă. Expresia puterii arcului de curent alternativ:

$$P = uI\sin\omega t = EII\sin\omega t \qquad (10.64)$$

este reprezentată în fig.10.13 împreună cu viteza w_1.

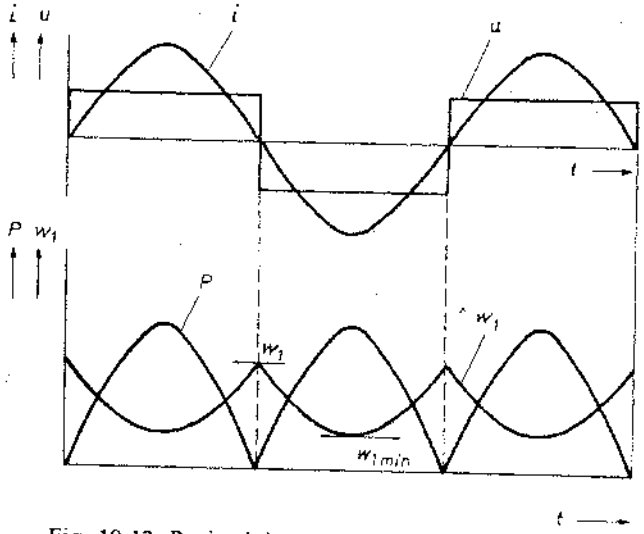


Fig. 10.13. Regimul de curent alternativ (calitativ).

Tensiunea u a arcului electric este considerată mărime constantă, iar curentul i este sinusoidal.

Calculele arată că este posibilă accelerarea gazului de la viteza minimă la cea maximă, în 6...10 μs, adică nu există pericolul unei întârzieri în accelerarea gazului tocmai în momentul când este necesară o răcire intensă, în momentul trecerii prin valoarea zero.

Din relaţiile deduse şi diagrama din fig.10.12, Kukekov stabileşte relaţii aproximative pentru două domenii de viteze, când se admite $T_0 = 300$ K:

- pentru $0 < w_1 < 70$ m/s;

$$w_1 = 860\frac{Ap_0}{P} \quad [\text{m/s}] \qquad (10.65)$$

- pentru $70 < w_1 < 330$ m/s

$$w_1 = 330...110\sqrt[3]{\frac{P}{Ap_0}} \quad [\text{m/s}] \qquad (10.66)$$

unde P [kW]; A [cm^2]; p_0 [bar].

Studiul comportării întreruptoarelor existente arată că stingerea arcului este sigură dacă valoarea vitezei w_1, în momentul în care curentul în arc atinge valoarea maximă, depăşeşte 8...10 m/s.

Cu această valoare a vitezei precizată se pot determina ajutajul în funcţie de puterea arcului şi presiunea la intrarea în ajutaj.

Trebuie menţionat că electrodul de captare are o importanţă hotărâtoare în ceea ce priveşte limitarea lungimii arcului electric şi deci, a puterii lui. În adevăr, din relaţia (10.64) rezultă că pentru o valoare $\hat{I}$ a intensităţii curentului dată şi pentru un gradient E în coloana arcului precizat, puterea arcului depinde de lungimea lui.

Aplicaţie numerică. Se cere să se calculeze preliminar diametrul ajutajului unui întreruptor cu aer comprimat pentru care se cunoaşte $\hat{I} = \sqrt{2}.15$ kA; $l = 6$ cm; $p_0 = 20$ bar. Se calculează puterea maximă:

$$P_{max} = E_a l\hat{I} = 0 \cdot 15\frac{\text{kV}}{\text{cm}} \cdot 6 \text{ cm}\sqrt{2} \cdot 15000 \text{ A} = 19 \cdot 10^3 \text{ kW}$$

Aria secţiunii transversale rezultă din condiţia ca la puterea maximă să se asigure viteza w_1 minimă de 10m/s. Din relaţia (10.65):

$$A = \frac{P_{max} w_{1min}}{860 p_0} = \frac{19 \cdot 10^3 \cdot 10}{860 \cdot 20} = 11 \text{ cm}^2$$

de unde rezultă diametrul ajutajului $d = 3{,}2$ cm.

Studii similare asupra curentului limită ce poate fi întrerupt de un întreruptor au fost făcute şi de Labouret [10.33], care stabileşte relaţia:

$$\hat{I}_m = K\frac{A}{L}, \text{ cu } K \approx \frac{3}{2} \cdot \frac{\varkappa+1}{\varkappa-1}\frac{p_0}{E_0} w_2 \qquad (10.67)$$

unde:

$\hat{I}_m$ reprezintă curentul cel mai mare, valoarea de vârf, care poate fi întrerupt;
A - secţiunea ajutajului;
p_0 - presiunea la intrarea în ajutaj;
E_0 - gradientul arcului electric, care arde liniştit la presiune atmosferică;
w_2 - viteza de ieşire a aerului încălzit, de exemplu 1580m/s, la temperatura de 5925 K.

Dată fiind complexitatea fenomenelor ce au loc la răcirea arcului electric care trece printr-un ajutaj, relaţiile (10.63)-(10.67) sunt valabile numai în mod aproximativ şi pentru determinarea dimensiunilor principale. Considerarea proceselor aerodinamice ce conduce la modificarea ajutajului în sensul realizării unui profil aerodinamic şi obţinerii unor viteze maxime de gaz. În afară de aceste considerente, în multe întreruptoare moderne jetul de gaz longitudinal este combinat cu cel radial, ceea ce modifică sensibil condiţiile teoretice de răcire a arcului electric.

10.2.3. Rezistenţe de şuntare

Întreruptoarele moderne de putere limită, cele destinate a deconecta curenţi mici inductivi şi sarcini capacitive, cum sunt liniile de transmisie funcţionând în gol, sunt echipate cu rezistenţe destinate a îmbunătăţi procesul de comutaţie. În principiu, rezistenţele sunt conectate în paralel cu o cameră de stingere, dar valoarea rezistenţei depinde de rolul funcţional urmărit.

Rezistenţe de valoare mică. În fig.10.14,*a*, rezistenţa de şuntare *R* se conectează în paralel cu arcul electric numai în cazul deconectării curenţilor intenşi, când gazul ionizat evacuat din camera de stingere determină amorsarea eclatorului *E*. După stingerea arcului electric principal, între contactul mobil şi eclator, arcul electric secundar, în eclator, se va întrerupe prin deconectarea separatorului *S*. Intensitatea curentului în acest arc este diminuată sensibil din cauza rezistenţei *R*, care acum se află conectată în serie cu arcul electric din eclator. În fig.10.14, *b*, două camere de stingere *1* şi *2* sunt conectate în serie, rezistenţa de şuntare este conectată în paralel pe arcul electric din camera de stingere *2*. După stingerea arcului electric în această cameră de stingere, rezistenţa *R* reduce valoarea curentului de scurtcircuit, care poate fi acum întrerupt cu ajutorul separatorului *S*.

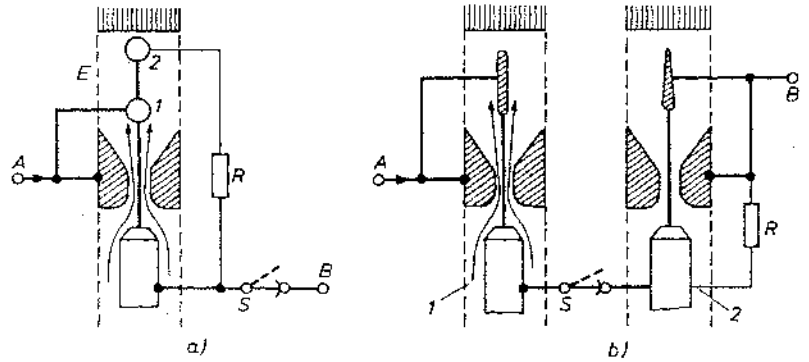


Fig. 10.14. Rezistenţa de şuntare:
a) întreruptor cu o singură cameră de stingere; *b)* întreruptor cu două camere de stingere în serie.

Rolul funcţional al rezistenţei de şuntare din cele două scheme ale fig.10.14 este dublu, şi anume:

* reduce amplitudinea tensiunii oscilante de restabilire şi viteza de creştere a acesteia, determinând un proces aperiodic;

* diminuează intensitatea curentului de scurtcircuit în arcul electric care se stinge ultimul.

Aceste două funcţiuni ale rezistenţei de şuntare ies în evidenţă cu ajutorul

schemelor din fig.10.15. Întreruptorul este plasat în reţeaua electrică cu sursa de tensiune u_s, inductivitatea L şi capacitatea C. Rezistenţa echivalentă R_r a reţelei s-a eliminat din schemă, deoarece această rezistenţă determină o amortizare relativ mică în raport cu amortizarea produsă de rezistenţa de şuntare R.

În etapa *a)* arcul electric este amorsat în intervalul disruptiv principal *1* (fig.10.15).

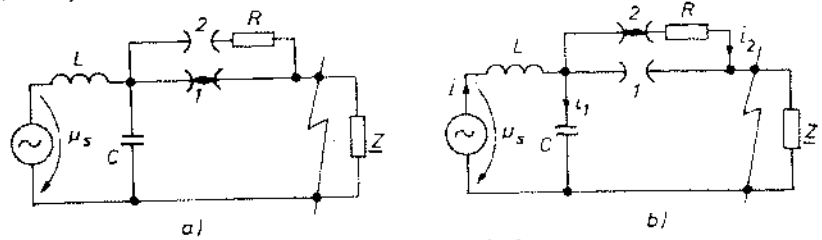


Fig. 10.15. Scheme echivalente:
a - pe durata curentului de scurtcircuit; *b* - la apariţia tensiunii de restabilire.

În etapa *b)*, după trecerea curentului din întreruptor prin valoarea zero, se restabileşte izolaţia în intervalul *1* şi un arc electric de intensitate redusă se stabileşte în intervalul disruptiv 2. Ecuaţiile de funcţionare ale schemei sunt:

$$u_s = L\frac{di}{dt} + Ri_2$$

$$\frac{1}{C}\int_0^t i_1 dt = Ri_2 \qquad (10.68)$$

$$i = i_1 + i_2$$

de unde rezultă ecuaţia diferenţială:

$$\frac{d^2i_2}{dt^2} + \frac{1}{CR}\frac{di_2}{dt} + \frac{1}{CL}i_2 = \frac{u_s}{LCR} \qquad (10.69)$$

Originea timpului se ia în momentul trecerii curentului prin valoarea zero, iar regimul de scurtcircuit este practic inductiv; pentru o valoare mică a timpului, imediat după origine, se consideră $u_s = \hat{U} = \text{const}$.

Cu notaţiile:

$$\delta = \frac{1}{2RC}; \quad \omega_0^2 = \frac{1}{LC}$$

soluţia ecuaţiei (10.68) este:

$$i_2 = \frac{\hat{U}}{R}\left[1 - e^{-\delta t}\left(\operatorname{ch}\omega_e t + \frac{\delta}{\omega_e}\operatorname{sh}\omega_e t\right)\right] \qquad (10.70)$$

cu $\omega_e = \sqrt{\delta^2 - \omega_0^2}$. Rezultă astfel tensiunea de restabilire între electrozii intervalului *1*:

$$u = Ri_2 = \hat{U}\left[1 - e^{-\delta t}\left(\operatorname{ch}\omega_e t + \frac{\delta}{\omega_e}\operatorname{sh}\omega_e t\right)\right] \qquad (10.71)$$

Pentru a obţine, conform ecuaţiei (10.71), o tensiune de restabilire aperiodică, este necesar ca valoarea rezistenţei R să fie mai mică decât a rezistenţei critice. Rezistenţa critică rezultă din condiţia $\delta^2 = \omega_0^2$:

$$\frac{1}{(2R_{cr}C)^2} = \frac{1}{LC}\ , \text{ sau } R_{cr} = \frac{1}{2}\sqrt{\frac{L}{C}} \qquad (10.72)$$

Valorile practice ale acestui tip de rezistenţe sunt cuprinse între 2 şi 100 Ω.

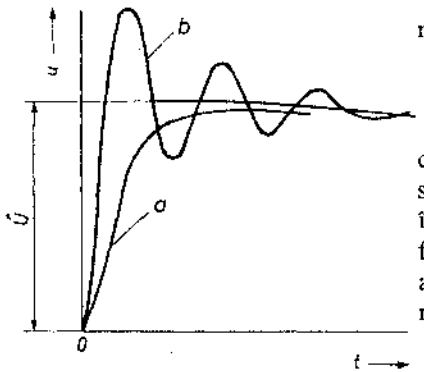


Fig. 10.16. Diagrame ale tensiunii de restabilire:
a - cu rezistenţă de şuntare; *b* - fără rezistenţă de şuntare.

În etapa b, intensitatea curentului este redusă la:

$$I_n = \frac{U}{\sqrt{R^2 + L^2\omega^2}} \qquad (10.73)$$

ceea ce determină condiţii ameliorate de stingere a arcului electric în intervalul *2*, sau întreruperea cu un separator notat cu *S* în fig.10.14. Intensitatea curentului în etapa *a)* a fost $I_L = U/L\omega$, iar raportul curenţilor rezultă:

$$\frac{I_{nR}}{I_L} = \frac{1}{\sqrt{1 + R^2/(L\omega)^2}} \qquad (10.74)$$

În fig.10.16 se indică, în mod calitativ, diagrama tensiunii de restabilire la bornele intervalului *1*, în prezenţa rezistenţei de şuntare (curba *a*) şi diagrama aceleiaşi tensiuni (curba *b*), în absenţa rezistenţei de şuntare.

Rezistenţe de valoare medie. Sunt destinate a amortiza oscilaţiile care apar la amorsarea arcului în întreruptor cu ocazia deconectărilor de sarcini mici inductive sau capacitive. Valorile acestor rezistenţe sunt cuprinse între 1 şi 10 kΩ.

Rezistenţe de valoare mare. Scopul urmărit prin conectarea acestor

rezistenţe în paralel cu camera de stingere este de a repartiza uniform tensiunea de restabilire pe camerele de stingere conectate în serie. Valorile acestor rezistenţe sunt cuprinse între 10^4 şi 10^6 Ω, iar valoarea lor se determină ţinându-se seama de capacităţile parazite şi că repartizarea uniformă a tensiunii trebuie să aibă loc pentru frecvenţa proprie de oscilaţie a tensiunii de restabilire.

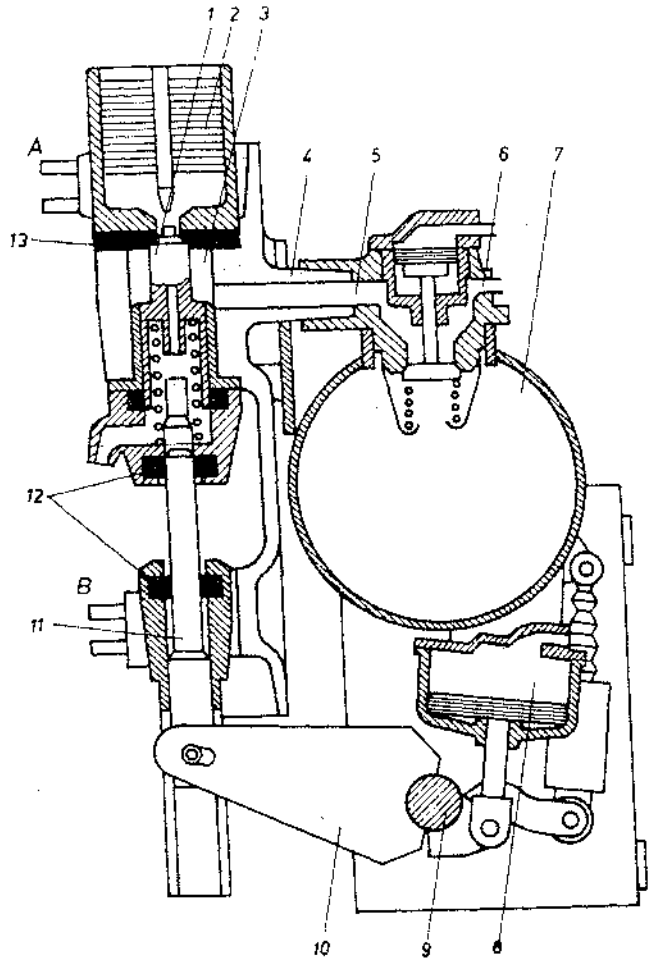


Fig. 10.17. Intreruptor de medie tensiune (AEG) la consumator:
1 - tija mobilă a întreruptorului; *2* - răcitor de gaze şi amortizor de zgomot; *3* - cameră de stingere; *4* - piesă izolantă din răşină de turnare; *5* - ţeavă de aducţie a aerului comprimat; *6* - ventil de admisie; *7* - rezervor de aer comprimat; *8* - mecanism pentru acţionarea separatorului (cu aer comprimat); *9* - ax; *10* - pârghie izolantă; *11* - tija mobilă a separatorului; *12* - contacte alunecătoare; *13* - placă de contact; *A, B* - bornele aparatului.

10.2.4. Întreruptorul de medie tensiune (la consumator)

Întreruptoarele cu aer comprimat de medie tensiune sunt folosite în exploatările care necesită un număr relativ mare de comutaţii şi refacerea rapidă a rigidităţii dielectrice după o întrerupere, cum sunt: cuptoarele electrice, bateriile de condensatoare, tracţiunea electrică. De asemenea, pentru sarcini limită, spre exemplu 24 kV şi 4000 A, aceste aparate pot funcţiona în bune condiţii.

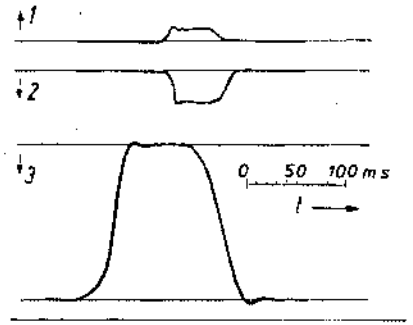


Fig. 10.18. Diagrame:
1 - presiunea; *2* - cursa tijei întreruptorului; *3* - cursa tijei separatorului.

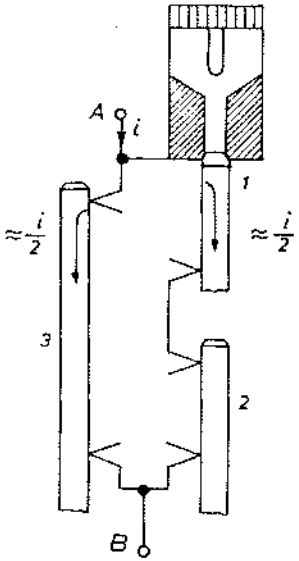


Fig. 10.19. Creşterea curentului nominal prin conectarea unei căi de curent în paralel:
1 - întreruptor; *2* - separator; *3* - cale de curent în paralel.

Un model de construcţie de întreruptor de medie tensiune este schiţat în fig.10.17. [2]. Funcţionarea aparatului se urmăreşte pe legenda figurii. Camera de stingere funcţionează pe principiul jetului longitudinal, combinat cu jetul radial, deoarece la retragerea tijei mobile *1* aerul comprimat pătrunde radial în canalul central al acestei tije. Aparatul este prevăzut cu un separator care are *capacitate de închidere* la curent nominal şi de scurtcircuit. Între cursele tijei *1* a întreruptorului şi tijei *11* a separatorului există o corelare ca în fig.10.18.

La deschiderea aparatului sub acţiunea presiunii (curba *1*) se deplasează tija întreruptorului (curba 2); după ce arcul electric a fost stins se deschide şi separatorul *11* din fig.10.17. În final tija *1* revine pe ajutaj şi prin aceasta se stopează consumul de aer comprimat. Comenzile se efectuează cu ajutorul electroventilelor, care controlează admisia de aer comprimat în camera de stingere şi acţionarea separatorului *11* cu ajutorul unui mecanism de acţionare pneumatic. Funcţionarea în detaliu se poate urmări pe baza legendei din fig.10.17. [2].

Creşterea curentului nominal (spre exemplu de la 2000 A la 4000 A) se realizează prin conectarea, în paralel cu întreruptorul,

a unui separator, ca în fig.10.19. La deconectare se deschide mai întâi separatorul *3*, întreruperea curentului efectuându-se de întreruptorul *1*.
La conectare secvenţa este inversă: închide *1* şi apoi *2*.

10.2.5. Întreruptorul de putere pentru generator

Creşterea puterilor nominale ale generatoarelor sincrone a condus la reexaminarea schemelor de conexiuni privind poziţia transformatorului destinat alimentării serviciilor auxiliare. În scopul creşterii siguranţei în exploatare, a asigurării unor manevre de serviciu mai simple şi mai clare, ca şi în vederea obţinerii unor avantaje economice [10.17, 10.45], schema de conexiuni acceptată în prezent, pentru puteri relativ mari ale generatorului sincron (de exemplu 330 MVA), este schiţată în fig.10.20, cu explicaţiile din legenda figurii. Pentru puteri încă mai mari ale generatorului sincron se adoptă o schemă ca în fig.10.21, unde se constată introducerea întreruptorului comun *I*, care are capacitate de închidere pe scurtcircuit şi capacitate de rupere numai a curentului nominal.

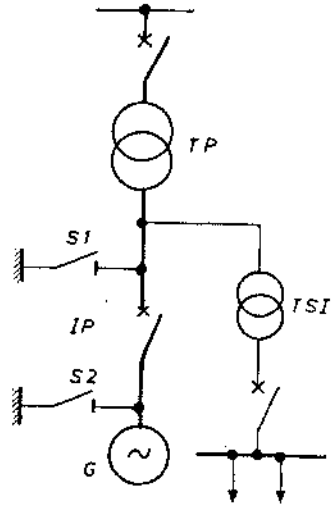


Fig. 10.20. Poziţia întreruptorului de putere de generator:
G - generator sincron; *TSI* - transformator pentru servicii interne; *S1, S2* - separatoare de punere la pământ; *TP* - transformator

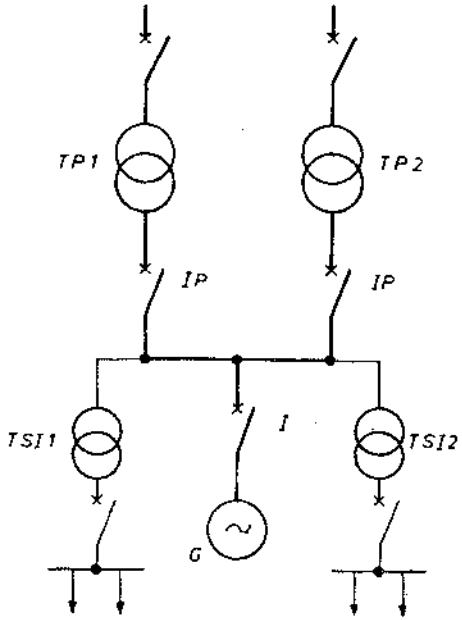


Fig. 10.21. Schema electrică pentru puteri limită ale generatorului sincron:
I - întreruptor cu capacitate de închidere pe scurtcircuit şi deschidere la curent nominal. Restul notaţiilor ca în fig.10.20.

Corespunzător acestei scheme s-au dezvoltat [10.13] întreruptoare de generator cu următorii parametri limită:

Tensiunea nominală 16...36 kV
Curentul nominal 10...50 kA
Capacitatea de închidere până la 750 kA_{max}
Capacitatea de rupere până la 250 kA_{ef}
Cicluri CO (închis, deschis) până la 3 000.

Structura principală şi modul de funcţionare al unui astfel de aparat de construcţie BBC se poate urmări pe fig.10.22 [10.13]:

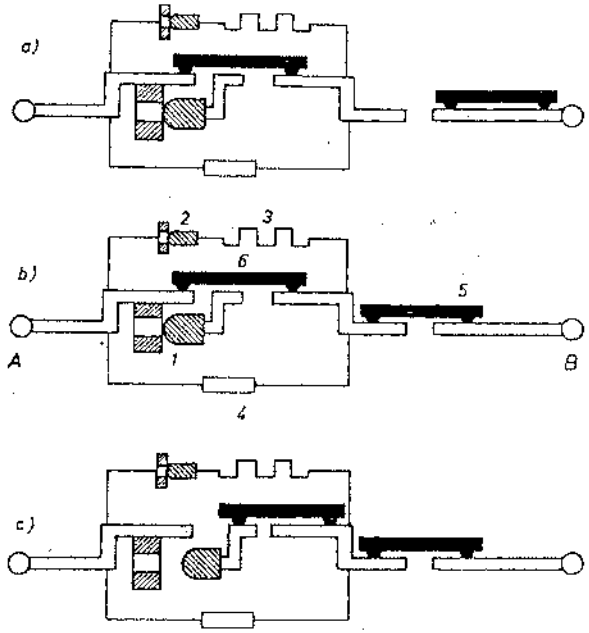


Fig. 10.22. Schema de principiu a întreruptorului de generator BBC [10.13]:
a) în poziţie deschis; *b)* în poziţie închis; *c)* în cursul întreruperii arcului electric; *1* - contact principal; *2* - contact pentru introducerea rezistenţei de şuntare; *3* - rezistenţă de şuntare; *4* - rezistenţă de valoare mare; *5* - separator; *6* - punte de comutaţie.

În poziţia a) întreruptorul este deschis, separatorul de curent intens *5* este deconectat, contactul principal *1* este închis, puntea de comutaţie *6* şuntează contactul principal *1*, contactul auxiliar *2* este închis.

În poziţia b) întreruptorul este deschis, separatorul de curent intens *5* este închis, contactul *1* este închis, puntea mobilă *6* şuntează contactul principal *1*. Contactul auxiliar *2* este închis.

În poziţia c) întreruptorul întrerupe arcul electric; aerul comprimat spală arcul electric care apare între piesele contactului *1*. Rezistenţa de şuntare *3* este conectată în paralel pe coloana arcului electric şi uşurează condiţiile de

întrerupere. După întreruperea arcului electric se deschide contactul *2* şi astfel se întrerupe curentul în rezistenţa *3*.

Rezistenţa *4*, neliniară, de valoare mare, conectată în paralel pe contactul principal *1*, limitează eventualele supratensiuni care apar la deconectarea sarcinilor mici inductive (vezi capitolul *13*). Întreruptorul funcţionează cu aer comprimat la 36 bar, dar în intervalul scurs între separarea pieselor de contact şi restabilirea rigidităţii dielectrice, în camera de stingere se injectează aer comprimat la 150 bar. O schiţă de construcţie BBC este dată în fig.10.23.

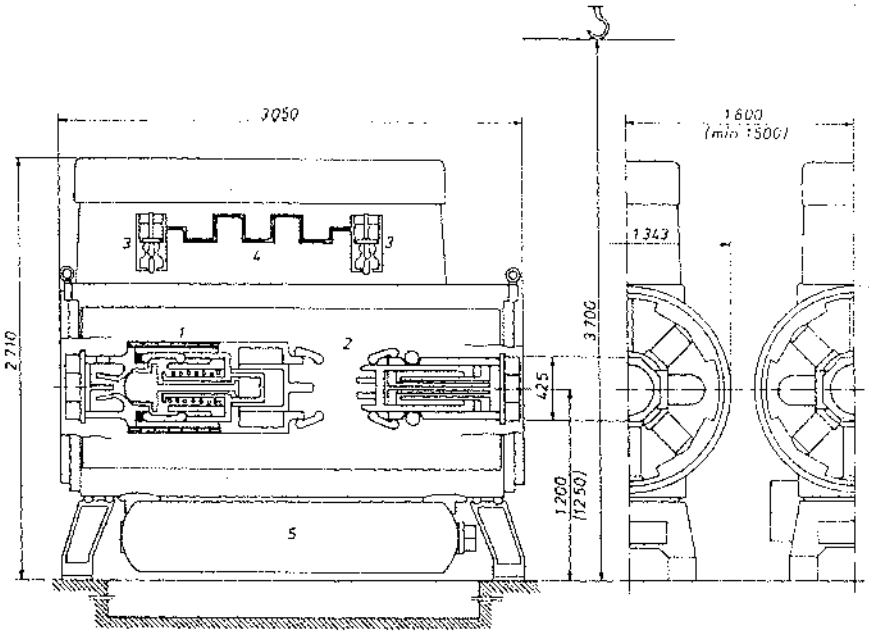


Fig. 10.23. Schiţa de construcţie a întreruptorului de generator BBC:
1 - camera de stingere principală; *2* - interval de izolaţie a separatorului; *3* - camere de stingere auxiliare; *4* - rezistenţă neliniară; *5* - rezervor de aer comprimat.

10.3. Întreruptorul de putere cu SF_6

Folosirea gazului hexaflorură de sulf (SF_6), la stingerea arcului electric şi apoi la asigurarea izolaţiei între piesele de contact, se justifică prin proprietăţile fizice ale acestui gaz (vezi capitolul 7, vol. 1) după cum urmează:

* *Este un gaz electronegativ*, după cum s-a specificat în §7.1.3, (vol. 1) şi îşi păstrează această proprietate până la câteva mii de grade. Această proprietate determină tensiuni de străpungere mult superioare celor în aer, la aceeaşi presiune.

Astfel, în fig.10.24, *a* şi *b* sunt date, după Einsele [10.19], tensiunile de străpungere la 50 Hz şi la impuls, unda nominală 1,2/50 μs. Experimentarea a fost făcută pe un întreruptor cu distanţa între piesa mobilă de contact şi cea fixă de 50 mm. Ca referinţă s-a considerat tensiunea de străpungere a aerului în condiţii normale.

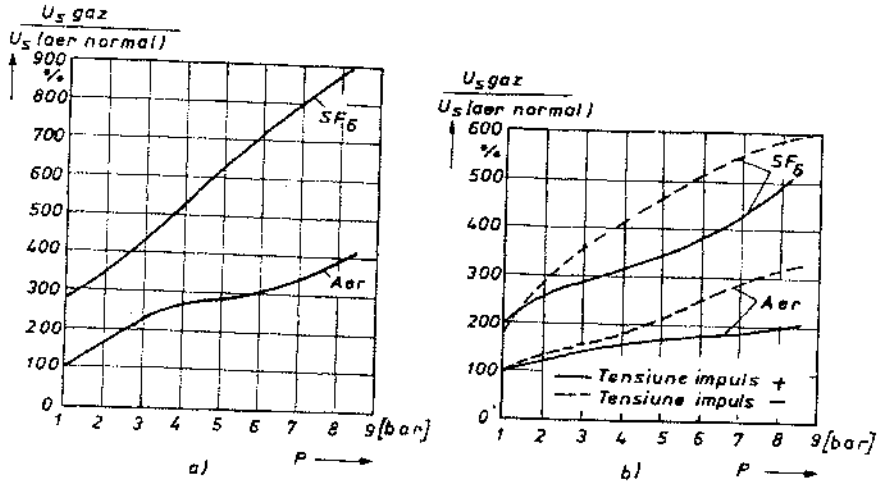


Fig. 10.24. Tensiunea de străpungere la 50 Hz a aerului şi a gazului SF_6: *a)* la 50 Hz; *b)* la impuls.

* *Posedă proprietăţi termice remarcabile*, şi anume, după cum s-a prezentat la §7.3.3 (vol. 1): energie de disociere redusă, temperatura de disociere redusă şi, ca urmare, şi costanta de timp mai mică cu două ordine de mărime faţă de aerul atmosferic.

* *Este incolor, fără miros, incombustibil şi netoxic*. Trebuie scos în evidenţă faptul că acest gaz reacţionează cu materialele pe bază de formaldehidă, denumite comercial pertinax. Din această cauză izolaţia internă a întreruptoarelor se realizează fie pe bază de răşini de turnare epoxidice, fie pe bază de teflon (politetrafluoretilen, $(C_2F_4)_n$. La presiuni mari, de exemplu 10 bar, se lichefiază în jurul temperaturii de -10°C; de aceea, în instalaţiile de tip exterior, gazul SF_6 trebuie să se afle la presiuni reduse (4...6 bar) dacă nu se recurge la încălzirea locală a instalaţiei. În fig.10.25 sunt prezentate diagramele presiune funcţie de temperatură. Curba *1* se referă la o stare normală într-o instalaţie cu densitatea de 45 g/l, la temperatura de +20°C şi presiunea de 6 bar, sub volum constant. Curbele *2* şi *3* se referă la avertizarea scăderii presiunii respectiv la interdicţia de funcţionare a instalaţiei.

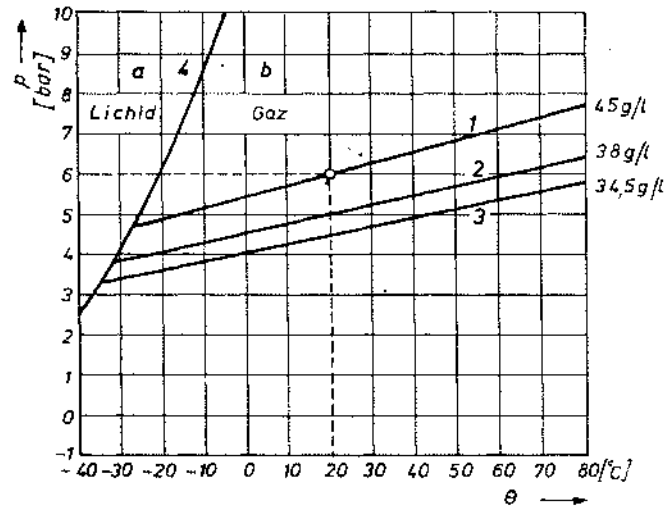


Fig. 10.25. Starea gazului SF_6 la volum constant. Cifrele din dreapta reprezintă densitatea la temperatura de umplere +20°C şi presiunea de 6 bar:
curba *1* - stare normală; curba *2* - avertizare; curba *3* - indicaţie de funcţionare; *a* - domeniul lichid; *b* - domeniul gaz.

* *Gazul SF_6 este multiatomic*. Atomii de fluor se află în vârfurile unui octaedru, iar cel de sulf în centrul octaedrului, ca în fig.10.26. Respectiva structură determină un coeficient important de dilatare volumică şi, ca urmare, într-o incintă în care arde arcul electric presiunea gazului creşte extrem de mult. Această proprietate este folosită în construcţia întreruptoarelor numite cu "autostingere".

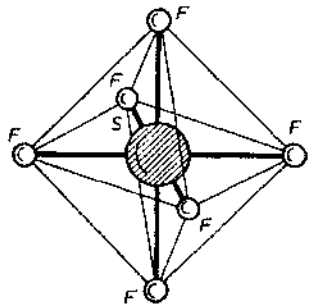


Fig. 10.26. Molecula de gaz SF_6.

10.3.1. Principiul de stingere

Principiul folosit la stingerea arcului electric în gazul SF_6 este acel al jetului de gaz, descris la §10.2.1. şi 10.2.2, cu deosebirea că în loc de a folosi aerul comprimat se foloseşte gazul SF_6.

Întreruptoarele care folosesc jetul de gaz SF_6 pentru stingerea arcului electric se află, acum, la a treia generaţie:

* La prima generaţie, gazul SF_6 sub presiune era furnizat de un compresor separat;

* La a doua generaţie, gazul SF_6 sub presiune rezultă din procesul de

autocompresie, adică la retragerea tijei mobile din tulipă, un piston comprimă gazul, care este dirijat în ajutajul în care se dezvoltă arcul electric. La utilizarea numai a sistemului de autocompresie, mecanismul de acţionare a întreruptorului este dimensionat pentru a furniza şi energia de autocompresie;

* La a treia generaţie, gazul SF_6, în faza iniţială, se încălzeşte prin preluare de energie din coloana arcului electric. Cum, în această fază, volumul gazului încălzit este cvasilimitat, se produce o creştere a presiunii locale care îngăduie ulterior formarea jetului de gaz. Acesta, în faza stingerii, este dirijat asupra arcului electric. Pentru stingerea curenţilor mici se foloseşte un mic sistem de autocompresie.

Caracteristic întreruptoarelor din generaţia a treia este faptul că mecanismul de acţionare dezvoltă o energie mai mică decât în cazul întreruptoarelor din generaţia a doua.

La oricare din generaţiile de întreruptoare esenţial este faptul că arcul electric este răcit printr-un jet de gaz longitudinal.

Fazele stingerii arcului electric într-un ajutaj în care se dezvoltă arcul electric răcit cu SF_6 se stabilesc pe baza unui model [10.27], ca fig.10.27, după cum urmează:

a) Faza curentului intens. În această fază arcul electric constă dintr-o plasmă de mare conductivitate electrică de temperatură mare ($\approx$25 000 K) corespunzând unei densităţi de masă extrem de mici şi unei viteze de curgere extrem de mari. În această plasmă se găsesc şi vapori metalici proveniţi din piesele de contact. Dimensiunile corecte date geometriei ajutajului asigură o scurgere neturbulentă şi evită fenomenul de refulare.

b) Faza termică. Înainte de trecerea curentului prin valoarea zero, diametrul plasmei scade continuu, iar în momentul trecerii curentului prin valoarea zero diametrul arcului electric este extrem de mic (de exemplu 1mm). Caracteristic acestei faze este *producerea intensivă a turbulenţei*, cauzată de sosirea în ajutaj a gazului cu temperatură redusă şi viteză mică şi coliziunea cu plasma caracterizată prin temperatură mare şi viteză mare. Reaprinderea sau stingerea definitivă a arcului electric se decide în această fază şi depinde în cea mai mare măsură de formarea turbulenţei.

c) Faza dielectrică. După ce arcul electric a fost stins, plasma de înaltă conductivitate electrică a fost înlocuită cu gaz neconductor dar cald, în care există purtători de sarcină solitari. Aceşti purtători de sarcină pot distorsiona câmpul electric în ajutajul izolant. În această fază apare, între piesele de contact ale întreruptorului, tensiunea tranzitorie de restabilire, care constituie solicitarea dielectrică a întreruptorului după o întrerupere reuşită.

În fig.10.27 procesul întreruperii a fost prezentat pe un model simplu de cameră de stingere, cu un singur jet longitudinal de gaz. În construcţia întreruptoarelor cu performanţe mari, camera de stingere se poate reprezenta schematic, în faza de formare a arcului electric, ca în fig.10.28. Se observă diviziunea funcţiilor la un sistem de contacte, şi anume: *1a, 1b* sunt piese de

contact pentru arc electric, iar *2a* şi *2b* sunt piese de contact pentru regim permanent. Jetul de gaz, obţinut prin autocompresie, este dirijat în zona *I*, în care se divide în două jeturi longitudinale de sensuri opuse. Un jet este dirijat în interiorul piesei mobile de contact *1a*, iar celălalt jet este dirijat către piesa fixă de contact *1b*. După Ragallier [10.39] camera de stingere prezintă trei zone importante în ce priveşte stingerea arcului electric:

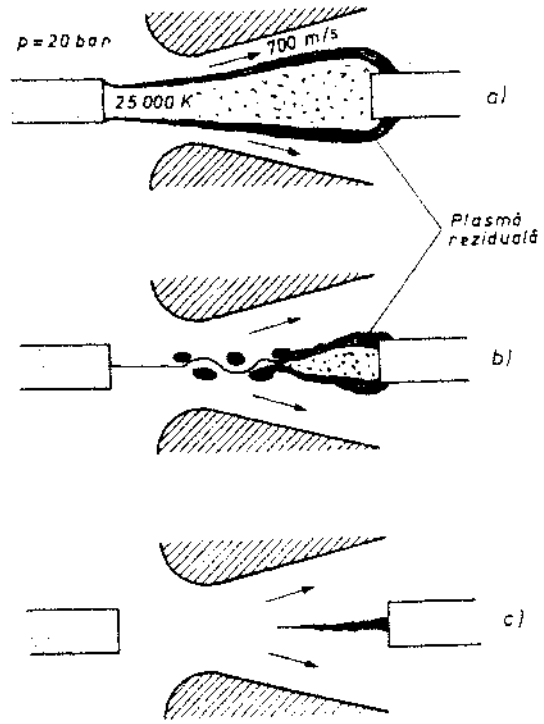


Fig. 10.27. Faze imporante în ajutajul unui întreruptor:
a) faza curentului intens; *b)* faza termică; *c)* faza dielectrică.

Zona I corespunde bifurcaţiei jetului de gaz. În această zonă se poate admite că există un echilibru între puterea dezvoltată de arcul electric şi puterea evacuată prin convecţie. Se mai numeşte şi zona de stagnare. Această zonă are importanţă la întreruperea dielectrică (curent mic), în etapa de refacere a rigidităţii dielectrice, deoarece gazul SF_6 se mai află în această zonă la etapa menţionată.

Zona II corespunde celor două intrări în ajutaje, la stânga şi la dreapta faţă de zona *I*. În această zonă aria secţiunii transversale a arcului electric este mică, iar turbulenţa foarte mare. Această zonă are importanţă la întreruperea termică, adică a curentului de mare intensitate.

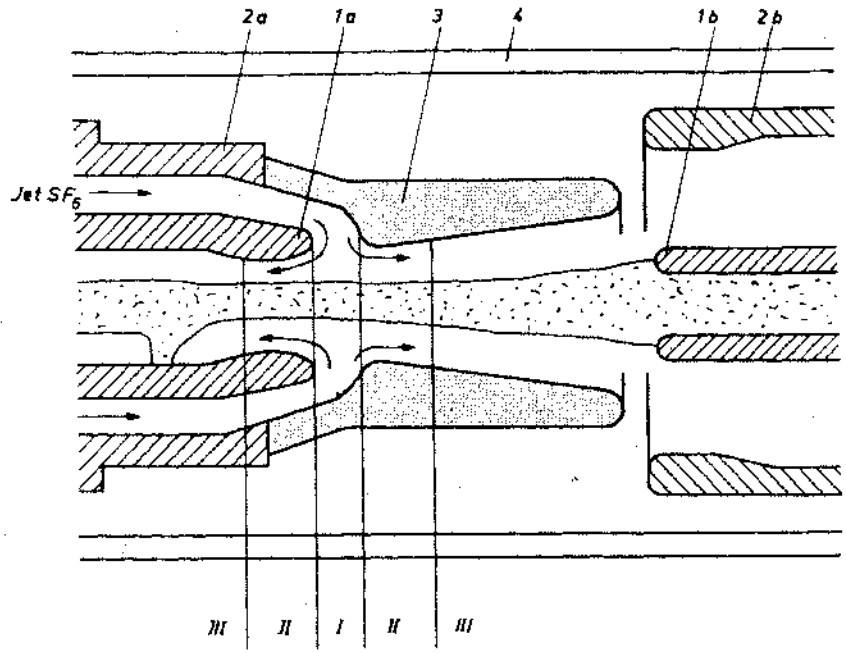


Fig. 10.28. Schiţa unei camere de stingere cu jet de SF_6, de mare performanţă: *1a, 1b* - piese de contact pentru arc electric; *2a, 2b* - piese de contact în regim permanent; *3* - ajutaj din material termoizolant (teflon); *4* - anvelopă izolantă.

Zona III nu are influenţă determinantă la stingerea dielectrică sau termică a arcului electric, dar contribuie la formarea tensiunii de arc electric şi acţionează în ce priveşte stabilitatea acestuia la interacţiunea între arcul electric şi reţea.

În etapa actuală se fac eforturi deosebite pentru a se cuantifica procesul întreruperii arcului electric într-o cameră de stingere de tipul celei prezentate în fig.10.28 [10.39], dar din punct de vedere practic se urmează procedura prezentată în §7.5.3.3 (vol. 1) privind diagnoza arcului electric.

În ce priveşte înregistrarea rapidă a mărimilor electrice (tensiune, curent), tehnica încercărilor avansate foloseşte înregistratorul digital de fenomene rapide (transient-recorder). De asemenea se execută măsurători de interferometrie diferenţială în scopul determinării densităţii gazului în jurul arcului electric [10.24]. Ca sursă de lumină se foloseşte un laser cu ioni de argon.

Determinarea prin calcul numeric a interacţiunii între gazul SF_6 şi arcul electric de comutaţie, în ajutaje fără bifurcaţie a gazului de ieşire, constituie obiectul unor lucrări extrem de elaborate [10.23, 10.40, 10.41]. Eficienţa mai mare, la stingerea arcului electric, o au însă camerele de stingere cu bifurcaţie a gazului de răcire, ca în fig.10.28.

10.3.2. Soluţii constructive

Soluţiile constructive depind de datele nominale ale aparatului, şi anume: tensiunea nominală, curentul nominal şi capacitatea de rupere. Pentru punctele din reţea în care puterea de scurtcircuit este relativ redusă, se preferă construcţii simple şi economice cu performanţe reduse, dar acceptabile.

10.3.2.1. Întreruptoare de medie tensiune. Pentru tensiuni nominale $U_n \leq 24$ kV, curent nominal $I_n = 630...1\,250$ A şi capacitatea de rupere $I_r \leq 25$ kA firma BBC [10.11, 10.27] construieşte întreruptoare la care stingerea arcului se bazează în esenţă, pe principiul *autosuflajului*. În acest caz mecanismul de acţionare dezvoltă o energie minimală, deoarece acesta nu mai dezvoltă şi energia de compresie a gazului de stingere ca la întreruptoarele care funcţionează pe baza *autocompresiei*.

Pe fig.10.29 se poate urmări funcţionarea unui asemenea întreruptor. Camera de stingere este divizată în două spaţii, şi anume camera de presiune *6* şi camera de egalizare *7*, cu un volum mai mare. La extragerea tijei *5* arcul electric se comută pe inelul *4*, iar bobina *2* este parcursă de curentul ce urmează a fi întrerupt. Arcul electric se dezvoltă acum în câmpul magnetic produs de trecerea curentului prin bobina *2*. Din interacţiunea inducţiei magnetice cu densitatea de curent din plasmă ia naştere forţa Lorentz $\mathbf{F} = \mathbf{J} \times \mathbf{B}$, care determină rotaţia arcului în jurul axei ajutajului de stingere. Prin aceasta gazul SF_6, fiind multiatomic, se dilată puternic şi determină creşterea presiunii în camera de presiune *6*. Astfel gazul SF_6 intră în contact cu plasma arcului electric, preia din căldura acestuia şi este dirijat în camera *7* de egalizare. Prin răcirea arcului electric acesta se stinge la trecerea curentului prin valoarea zero. În cazul curenţilor mici arcul

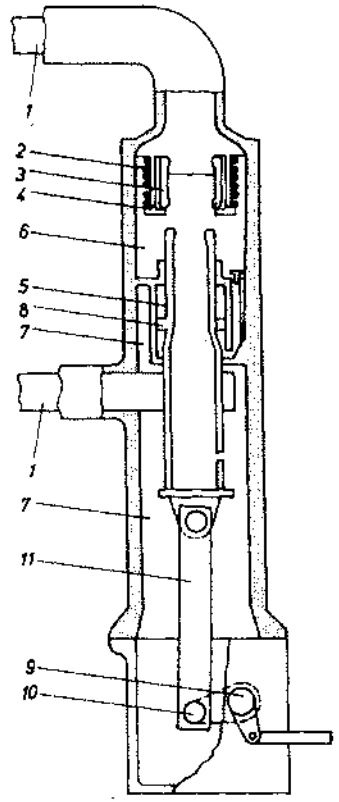


Fig. 10.29. Întreruptor HB, BBC, pe bază de autosuflaj: *1* - borne; *2* - bobină cilindrică; *3* - contacte de regim permanent; *4* - contact inelar de arc electric; *5* - tije cu contact mobil; *6* - cameră de stingere cu formare de presiune; *7* - cameră de echilibrare a presiunii; *8* - piston pentru compresia auxiliară; *9* - ax principal de acţionare; *10* - ax de transmisie; *11* - tijă izolantă.

electric încălzește mai puțin gazul SF_6 în camera superioară, iar formarea jetului de gaz spre camera de egalizare este incertă. Pentru a face față acestei situații, tija mobilă *5* este prevăzută cu pistonul *8*, care prin retragerea tijei *5*, trimite gaz și deci crește presiunea, în camera superioară *6*.

Pentru capacități de rupere mai mici, de exemplu $I_r < 12{,}5$ kA, construcția aparatului este mai simplă și consumul de material activ este mai redus [10.38].

Caracteristica de protecție a unui întreruptor de medie tensiune (distribuție) se stabilește în acord cu obiectul protejat. Tendința actuală este de a folosi sisteme de control electronizate care să ofere o protecție temporizată la suprasarcină și o protecție independentă la scurtcircuit. O schemă de principiu a firmei Merlin Gerin [10.36] este prezentată în fig.10.30, care asigură o caracteristică de protecție ca în fig.10.31, pentru un transformator cu următoarele date:

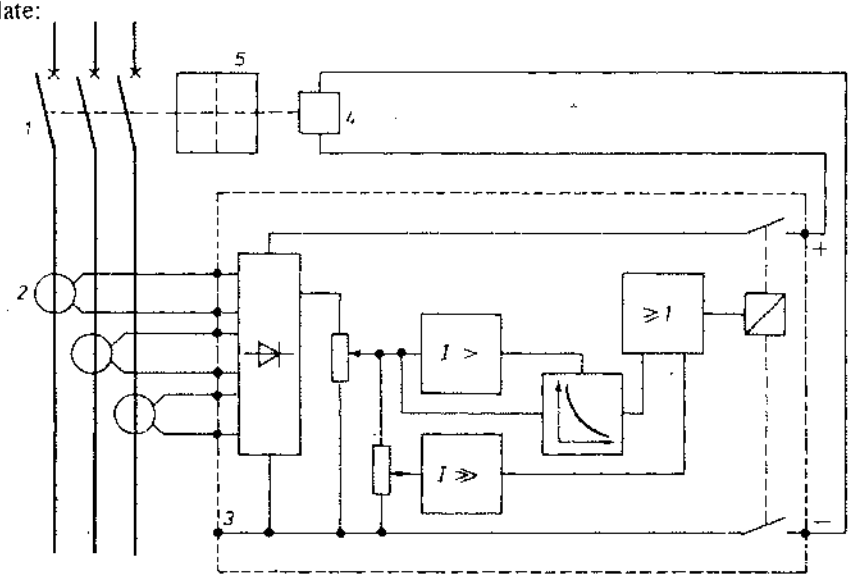


Fig. 10.30. Sistem de control electronizat pentru asigurarea caracteristicii de protecție: *1* - întreruptor de putere; *2* - reductor de curent; *3* - sistem de control; *4* - declanșator; *5* - mecanismul întreruptorului.

* Curent nominal 18 A;
* Curent de suprasarcină $1{,}2 \times 18 = 21{,}6$ A la 1,25 s;
* Curent de declanșare rapidă $I_{sc} = 10 \times I_n = 180$ A la 0,15 s;
* Timp de declanșare pentru $I > I_{sc}$, $t_d = 0{,}03$ s.

Notă. Caracteristica de protecție poate fi încă mai bine adaptată obiectului protejat cu ajutorul unui microprocesor, după cum se arată la § 12.2.5.

10.3.2.2. Întreruptorul de înaltă tensiune. Pentru tensiuni $U_n \geq 245$ kV, în construcția întreruptoarelor se folosește, pentru răcirea și stingerea arcului electric, principiul *autocompresiei*; prin retragerea tijei mobile gazul SF_6 este comprimat și apoi dirijat asupra arcului electric, în vederea răcirii și stingerii acestuia. Performanțele *unei singure camere de stingere* pot fi:

tensiune nominală 245 kV;
curent nominal 4 000 A;
capacitate de rupere 50 kA.

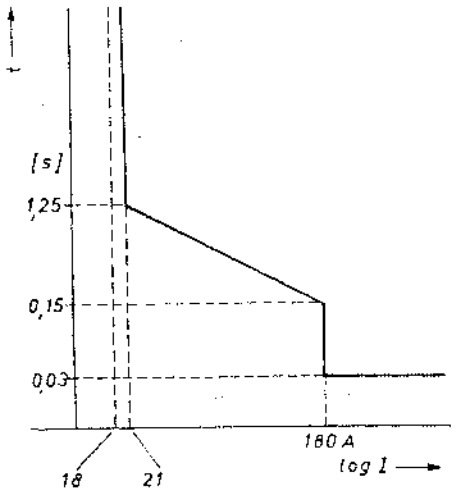


Fig. 10.31. Exemplu de caracteristică de protecție pentru întreruptor de putere.

Pentru curenți mai intenși și tensiuni mai mari se folosește principiul modulului, conform căruia două sau mai multe camere de stingere sunt conectate în serie până la obținerea tensiunii nominale.

Ca exemplu de soluție constructivă, în fig.10.32 se prezintă soluția AEG [10.6]. La deschiderea întreruptorului, piesa de contact *3* se deplasează împreună cu cilindrul de compresie față de pistonul fix *1*, astfel încât mai întâi se întrerupe contactul *4* al curentului nominal și apoi contactul *3* pentru arc electric. La deschidere gazul SF_6 este comprimat în cilindrul *2* și apoi este expulzat sub presiune în ajutajul *5*.

Dimensionarea ajutajului *5* este de importanță pentru a facilita stingerea atât a curenților foarte intenși, cât și a celor mici. În cazul curenților intenși, în spațiul cuprins în interiorul cilindrului *4*, se creează o presiune foarte mare, ceea ce asigură extragere de căldură din coloana arcului electric și deci stingerea acestuia. La curenți mici presiunea este redusă și se contează, în scopul stingerii arcului electric, pe jetul de gaz provenit din cilindrul de compresie *2*. Etapa de existență a arcului electric se urmărește și în fig.10.28.

Fluorurile metalice care apar la deschidere, sub acțiunea arcului electric și care nu se mai recombină complet, sunt fixate de filtrul *9* (Al_2O_3), care servește la captarea fluorurilor metalice și a umidității reziduale. O parte din fluoruri se pot depune și în zonele mai joase ale camerei de stingere.

În fig.10.33 este schița unui pol de întreruptor pentru gama de tensiuni U_n=72,5...245 kV, curent nominal I_n=3 150; 4 000 A și capacitate de rupere I_{sc}=25...50 kA. Se observă că pentru acești parametrii se folosește o singură cameră de stingere.

Pentru tensiuni mai mari, în vederea creșterii vitezei electrice de deschidere se folosesc camere de stingere conectate în serie, adică se aplică principiul

modulului. În fig.10.34 se prezintă schiţa de construcţie pentru jumătatea unui pol cu tensiunea nominală U_n=525...765 kV. Se constată echiparea întreruptorului cu condensatoarele *5*, *6* pentru asigurarea repartiţiei uniforme a tensiunii de restabilire şi cu compartimentele *3*, *4*, care cuprind rezistenţe electrice şi întreruptoare auxiliare pentru diminuarea supratensiunilor de comutaţie la conectarea pe linii în gol (vezi capitolul 13).

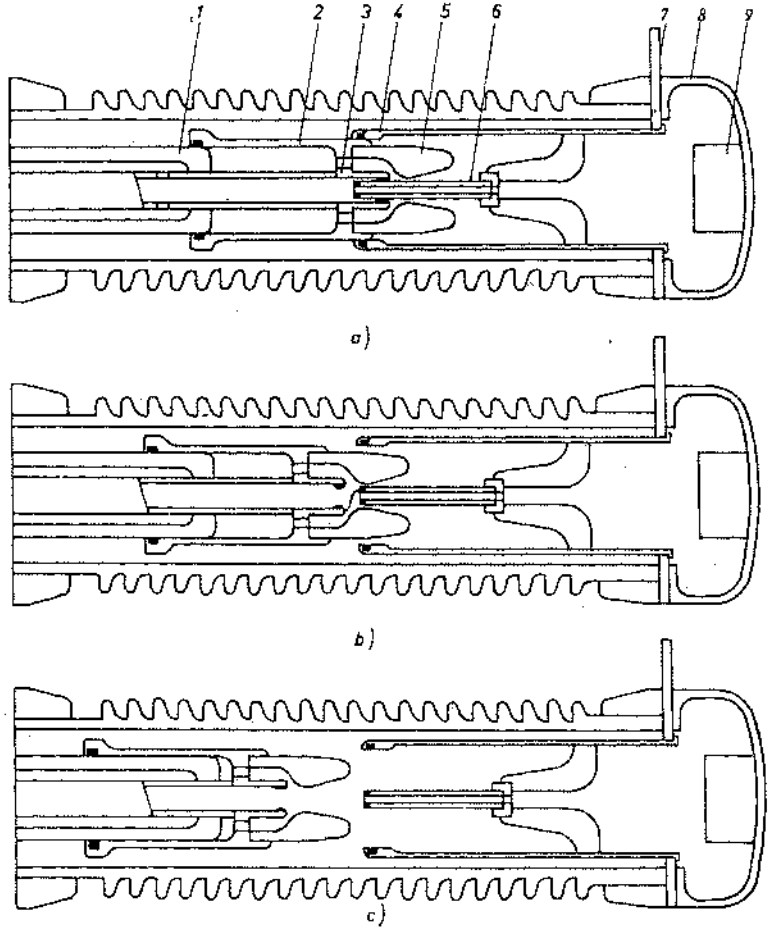


Fig. 10.32. Etape în funcţionarea unei camere de stingere pe baza autocompresiei:
a) etapa închis; *b)* etapa cu arc electric; *c)* etapa deschis;
1 - piston fix; *2* - cilindru de compresie; *3* - piesă de contact pentru arc electric; *4* - contact pentru curentul nominal; *5* - ajutaj izolant; *6* - piesă de contact pentru arc electric; *7* - flanşe de racord; *8* - cavitate; *9* - filtru din alumină (Al_2O_3).

Un întreruptor cu hexafluorură de sulf, în execuţie corectă, este destinat a funcţiona timp îndelungat. Ca exemplu de apreciere a performanţelor de bună funcţionare se poate face referire la construcţia AEG [10.6], care asigură:

* 20 ani de bună funcţionare;
* 2 000 de comutaţii, sau
* 600 kA, suma curenţilor de scurtcircuit întrerupţi.

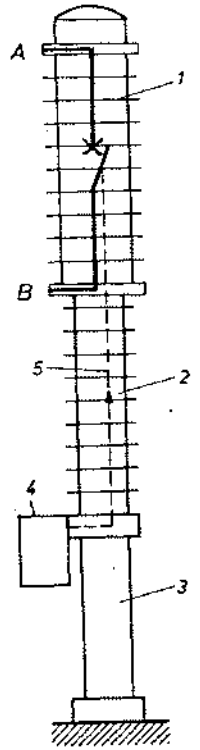


Fig. 10.33. Schiţa de construcţie a unui pol de întreruptor cu SF_6 pentru U_n = 72,5 kV; I_n = 3150 A...U_n = 245 kV; In = 400 A :
1 - cameră de stingere; *2* - izolaţie faţă de pământ; *3* - piesă de distanţă; *4* - dispozitiv de acţionare; *5* - transmisie.

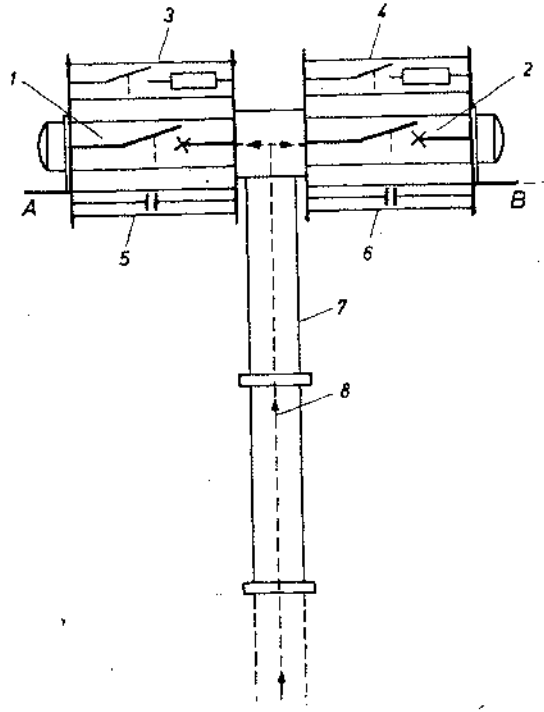


Fig. 10.34. Schiţă de construcţie pentru o jumătate de pol de U_n = 525...765 kV; I_n = 4000 A;
1, *2* - cameră de stingere principală; *3*, *4* - compartiment cu rezistenţă la conectare; *5*, *6* - condensatoare; *7* - izolaţie faţă de pământ; *8* - transmisie la dispozitivul de acţionare; *A*, *B* - borne.

În fig.10.35 este dat numărul de comutaţii (deschis-închis) acceptat de întreruptor, până la operaţia de revizie a contactelor, în funcţie de valoarea curentului de scurtcircuit comutat [10.6].

10.3.3. Tendinţe de dezvoltare

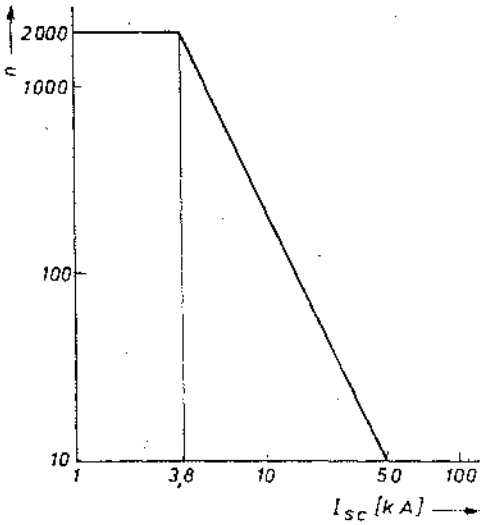


Fig. 10.35. Numărul de comutaţii n ale întreruptorului AEG în dependenţă de curentul întrerupt I_{sc} până la revizia contactelor.

Principiul autosuflajului se extinde la aparate cu tensiuni nominale de 52...72,5 kV [10.28] şi chiar până la 145 kV, deoarece energia de acţionare se reduce la aproximativ 20% din energia necesară unui întreruptor cu aceeaşi capacitate de rupere funcţionând pe baza principiului de autocompresie. La curenţi de scurtcircuit intenşi, jetul de gaz este format, în esenţă, prin dilatarea gazului SF_6. Limitarea acestui avantaj decurge din faptul că gazul astfel format, şi care serveşte la răcirea arcului electric, este cald. La întreruptoarele care funcţionează pe principiul compresiei jetul de gaz este rece şi deci mai eficient.

În fig.10.36 este prezentată o schiţă a camerei de stingere, în principalele stări de lucru, a unui întreruptor cu autosuflaj din seria 52...72,5kV [10.28]. Din punct de vedere constructiv, camera este prevăzută cu supape plasate pe pistonul de compresie şi în camera (cilindrul) de compresie. În schiţa *a)* este prezentată starea de întrerupere a curentului de scurtcircuit intens. Ca urmare a energiei mari dezvoltate de arcul electric, gazul SF_6 se dilată puternic şi închide supapele *6*. Prin compresia gazului aflat sub piston, supapele *7* se deschid. În schiţa *b)* se arată că, la deconectarea curenţilor puţin intenşi, energia arcului electric este mică, iar dilatarea gazului redusă. Ca urmare, prin deplasarea pistonului de compresie *8*, supapa *6* se deschide şi o cantitate de gaz este dirijată spre coloana arcului electric în timp ce supapa *7* rămâne închisă.

Cuantificarea comportării gazului SF_6 în prezenţa arcului electric în camerele de stingere cu bifurcaţia gazului de stingere în ajutaj, o dată spre electrodul fix şi o dată către electrodul gol, mobil (prin prezenţa supapelor menţionate) rămâne o problemă deschisă. Se cunosc cuantificări numai pentru jetul simplu, nebifurcat, la camera de stingere fără ventile [10.23,10.40]

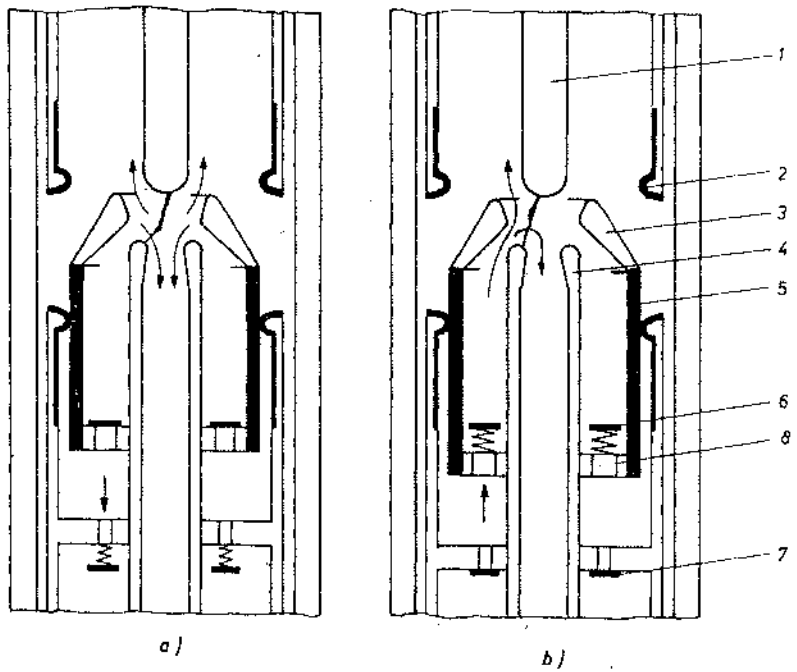


Fig. 10.36. Cameră de stingere cu autosuflaj pentru stingerea curenţilor intenşi:
1, 4 - piese de contact pentru arc electric; *2, 5* - piesele contactului de durată; *3* - ajutaj din material izolant; *6* - supapă cu autodeschidere la curenţi mici de scurtcircuit; *7* - supapă cu autodeschidere la curenţi intenşi de scurtcircuit; *8* - piston de compresie.

10.4. Separatorul şi separatorul de sarcină

Separatorul şi separatorul de sarcină sunt aparate de comutaţie care, în poziţia deschis, oferă operatorului posibilitatea de a observa direct această stare.

10.4.1. Separatorul

Acesta este un aparat de comutaţie mecanică destinat a *suporta*, în poziţia închis, curentul nominal şi curentul de scurtcircuit specificat. În poziţia deschis asigură o distanţă vizibilă între elementul fix de contact şi cel mobil. Acest aparat nu este echipat cu camere de stingere şi ca urmare nu poate comuta sub curent, cu excepţia unor curenţi mici, cum sunt curenţii de mers în gol ai transformatoarelor

până la 400 kVA sau curenţii nominali ai transformatoarelor de mică putere, cum se indică în tabelul 10.1.

Tabelul 10.1

Sarcini comutate (deschis, închis) de separatoare

Tensiunea nominală [kV] / Sarcina	6-7,2	10-12	20-24	30
Curentul de mers în gol al transformatorului la $\cos\varphi=0,1$ [A]	6,00	3,00	1,25	1,00
Curentul de sarcină al transformatorului la $\cos\varphi=0,7$ [A]	10,00	4,00	1,60	1,25

Deschiderea unui separator sub sarcină echivalează cu producerea unui scurtcircuit. Neavând cameră de stingere arcul electric ionizează aerul şi determină un scurtcircuit faţă de pământ şi între faze. În multe construcţii de celule de alimentare sau de distribuţie, se evită formarea arcului electric pe barele colectoare prin introducerea unui perete separator între separator şi barele colectoare. În fig.10.37 este dată schema electrică pentru plasarea unei linii, care poate fi alimentată de la un sistem de bare dublu şi în care se pot identifica funcţiile separatorului: de bare, de cuplă, de linie, de punere la pământ.

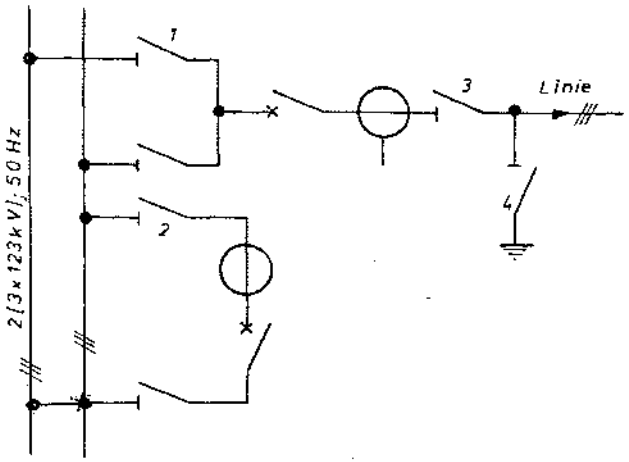


Fig. 10.37. Funcţii ale separatorului:
1 - separator de bare; *2* - separator pentru cuplă; *3* - separator de linie; *4* - separator de punere la pământ.

În fig.10.38 este schiţat un blocaj electromagnetic care elimină posibilitatea manevrării separatorului dacă întreruptorul este închis.

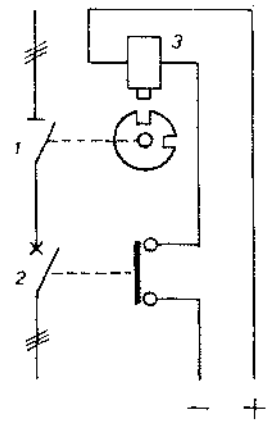


Fig. 10.38. Blocajul separatorului faţă de întreruptor:
1 - separator; *2* - întreruptor; *3* - electromagnet în poziţia excitat.

Soluţiile constructive pentru separatoare satisfac cerinţele pentru asigurarea stabilităţii electrodinamice, stabilităţii termice şi stabilităţii dielectrice (vezi capitolele 4 şi 5 din vol. 1).

Pentru asigurarea stabilităţii electrodinamice este necesar să se evite buclele şi coturile bruşte.

Un exemplu de construcţie pentru un separator de medie tensiune pentru funcţionare în interior este prezentat în fig.10.39. Elementul mobil de contact execută o mişcare de rotaţie în jurul axului O_1. Calea de curent corespunzătoare este formată din două bare paralele (*3* şi *4*), astfel încât la asigurarea forţei de apăsare în contacte contribuie nu numai resoartele *5* şi *6*, ci şi forţa electromagnetică exercitată între barele *3* şi *4*.

Un exemplu de construcţie pentru un separator de înaltă tensiune (123 kV), pentru funcţionare în exterior este dat în fig.10.40. Deschiderea separatorului se realizează prin rotaţia izolatoarelor suport *1*, *2*, care sunt acţionate de mecanismul *3*, cu aer comprimat. În interiorul capelor *7*, *8* există contacte alunecătoare, ceea ce oferă posibilitatea trecerii curentului de la bornele *9*, *10* la tijele *11*, *12*. Transmisia mişcării de la mecanismul *3* la izolatoarele rotitoare se efectuează prin intermediul pârghiilor *4*, *5*, *6*. Mecanismul de acţionare pneumatică este schiţat în fig. 10.41. în carcasa *1* se află un piston de acţionare cu dublu efect şi tot aici un mecanism cu cremalieră transformă mişcarea de translaţie în mişcare de rotaţie în jurul axului *O*. în corpul electrovalvei se găsesc supapele *2* şi *5* comandate de electromagneţii *3* şi *4*. Pe axul *O* se mai află şi dispozitivul de blocaj electromagnetic, format în esenţă din şaiba *7* prevăzută cu două goluri plasate la 120°, şi electromagnetul *8*. Blocajul se realizează în poziţiile extreme (închis, deschis) ale separatorului.

Un exemplu de separator de foarte înaltă tensiune de tip pantograf este prezentat în fig.10.42 pentru tensiunea nominală de 420 kV şi curentul de 2 000 A. Separatorul de linie are ataşat şi un separator de punere la pământ. Acţiunea se realizează cu un mecanism cu servomotor. Execuţia de tip pantograf oferă avantaje importante în ce priveşte economia de suprafaţă, ocupată de aparat [10.3].

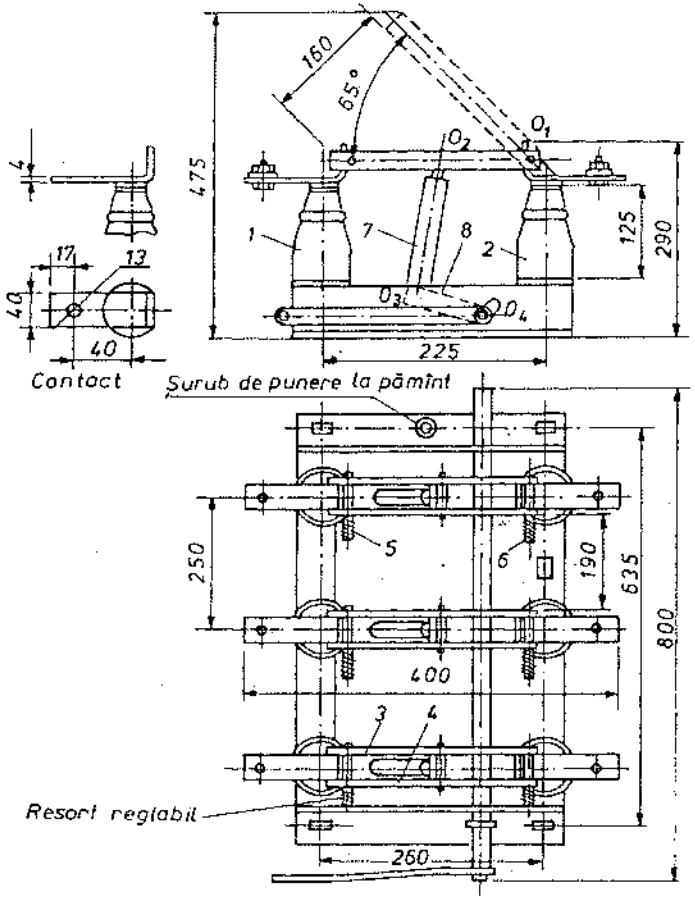


Fig. 10.39. Separator de medie tensiune (12 kV, 400A):
1, 2 - izolator suport; *3, 4* - cale de curent jumelată; *5,6* - resort pentru asigurarea presiunii în contact; *7* - bară izolantă; *8* - pârghie de acţionare.

Experienţa de exploatare, în staţiile de conexiuni de foarte înaltă tensiune cu sistem dublu de bare, a confirmat o uzură pronunţată a contactelor separatoarelor în cazul comutaţiei unei linii aeriene de pe un sistem de bare pe altul, prin intermediul cuplei transversale. Măsurările efectuate arată producerea arcului electric cu o tensiune de aproximativ 300 V şi o intensitate de 1 500 A. În vederea eliminării uzurii menţionate, firma BBC construieşte un separator pantograf cu contact de arc electric şi cameră de stingere cu efect de electrod. În fig. 10.43 se prezintă etapele principale privind întreruperea curentului rezultat din diferenţa de tensiune de ordinul 300 V [10.12]. Explicaţia funcţionării se urmăreşte pe legenda figurii.

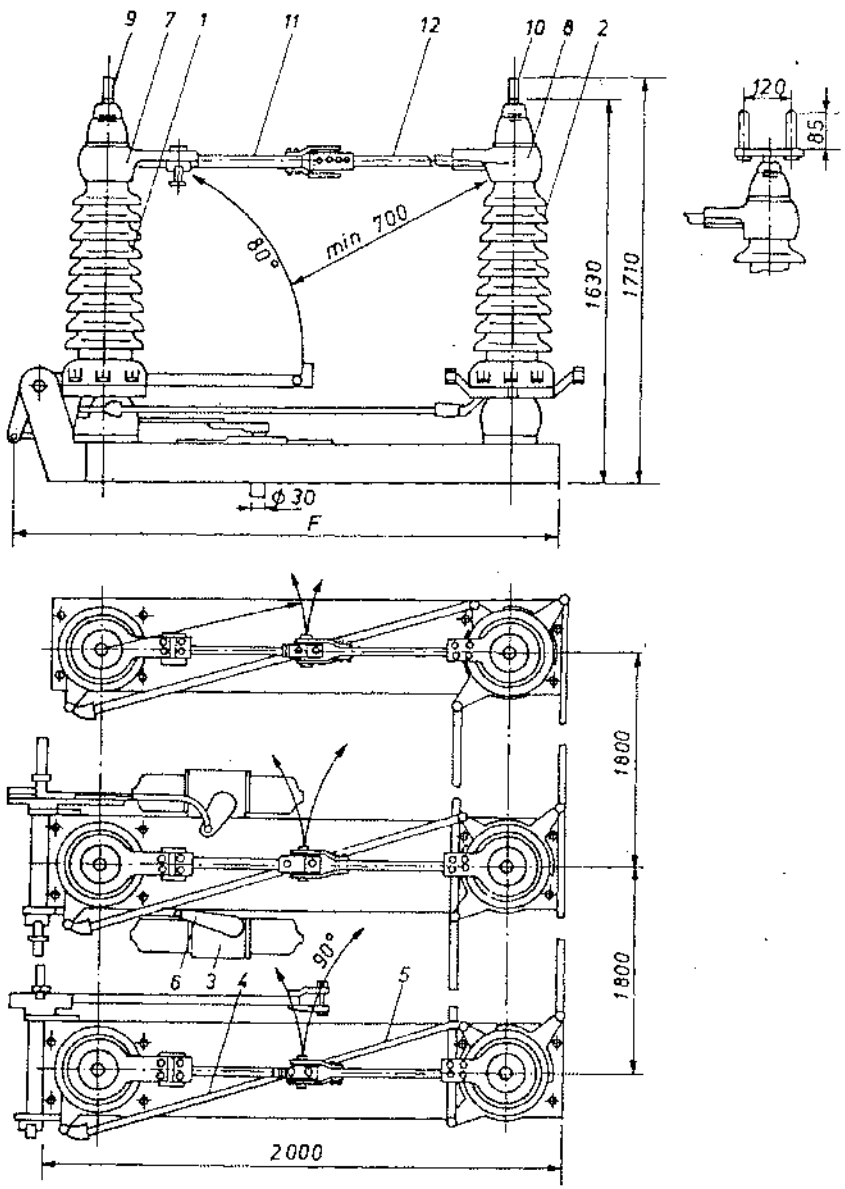


Fig. 10.40. Separator de înaltă tensiune (123 kV).

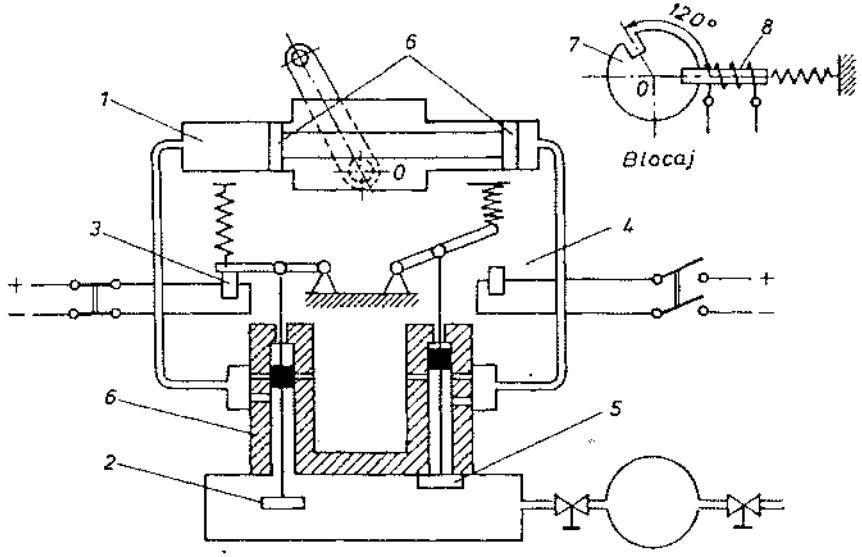


Fig. 10.41. Mecanism de acţionare pneumatică a separatorului de tip exterior.

10.4.2. Separatorul de sarcină

Este definit ca un aparat de comutaţie mecanică destinat a închide curentul nominal, a suporta curentul nominal, de suprasarcină şi de scurtcircuit şi de a deconecta curentul nominal. Separatorul de sarcină este folosit în următoarele circumstanţe:

* Comutaţia bateriilor de condensatoare cu puteri până la aproximativ 1 200 kVAr şi tensiunea nominală până la 24 kV.

* Înlocuirea întreruptorului în punctele din reţele, în care puterea de scurtcircuit este foarte mică.

* În reţelele buclate, cu destinaţia de a închide sau deschide bucla de sarcină nominală de trecere.

* Conectarea şi deconectarea liniilor în gol şi a cablurilor în gol, când curentul comutat este mai mic decât curentul nominal al aparatului. O serie normală de separatoare de sarcină este prezentată în tabelul 10.2.

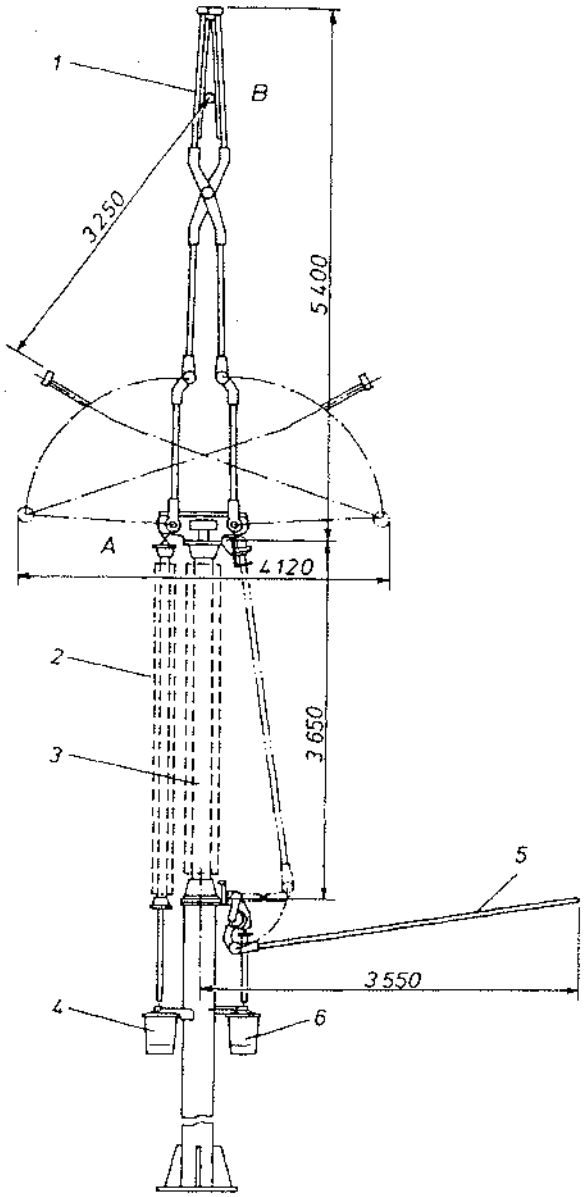


Fig. 10.42. Separator pantograf pentru U_n = 420 kV; I_n = 2000 A (AEG):
1 - contactul de linie; *2* - transmisie izolantă; *3* - izolator suport; *4* - mecanism de acţionare cu servomotor; *5* - tija separatorului de punere la pământ; *6* - mecanism cu servomotor pentru poziţia 5; *A, B* - bornele aparatului.

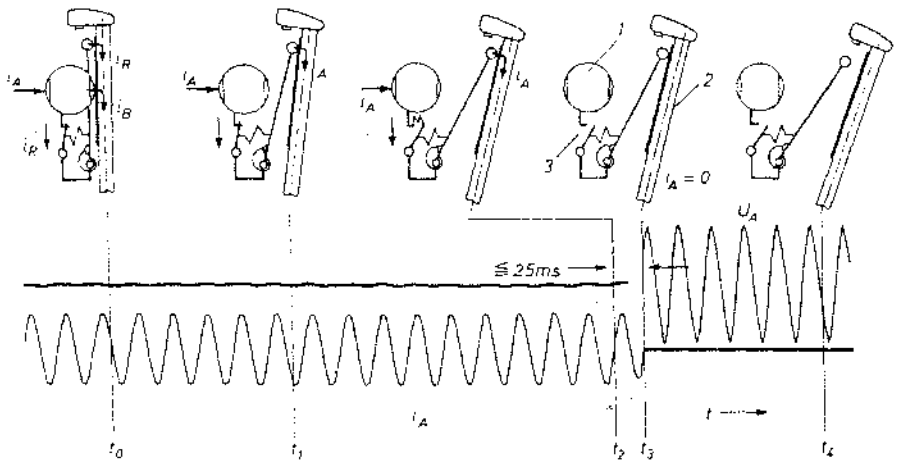


Fig. 10.43. Separator pantograf cu contact de arc electric (BBC):
1 - linia; *2* - braţ de pantograf; *3* - contact auxiliar cu cameră de stingere.

Tabelul 10.2

Serie normală de separatoare de sarcină

Tensiunea nominală [kV]	Curent nominal [A]	Capacitatea de rupere [A]		Curent de stabilitate electrodinamică [kA_{max}]	Curent de stabilitate termică [kA_{ef}]
		la cos φ=0,7	la cos φ=0,15		
12	400-1250	1000-1250	1000	40-75	20-50
24	400-630	600-800	300	40-50	20-30
36	400-1250	500-900	80	40-75	20-50

În fig.10.44 se prezintă schema de principiu a alimentării în buclă cu utilizarea separatoarelor de sarcină *1* şi *2*. Acestea sunt echipate cu relee electromagnetice r_1 şi r_2, care asigură o protecţie independentă de curent. Siguranţele fuzibile S_1 şi S_2 asigură protecţia împotriva curenţilor de scurtcircuit.

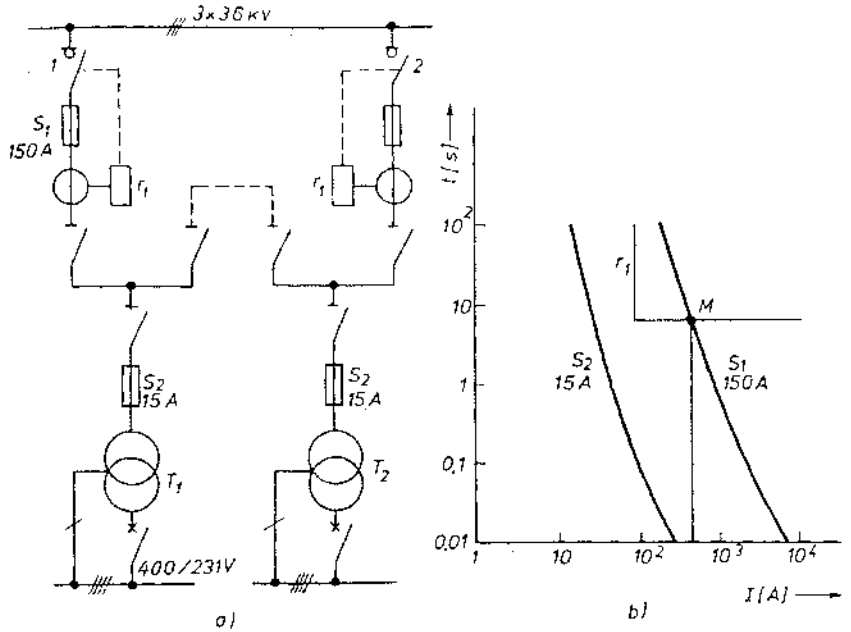


Fig. 10.44. Exemplu de schemă cu separator de sarcină:
a) schema electrică; *b)* caracteristicile de protecţie.

La adoptarea unui sistem de comutaţie cu separatoare de sarcină este necesar să se coordoneze caracteristicile de protecţie. Astfel în fig.10.44, *b*, se reprezintă această coordonare astfel încât pentru curenţi până la 630 A, declanşează separatorul de sarcină *1* sub acţiunea caracteristicii de protecţie a releului r_1, la o durată de ordinul secundelor, iar la curenţi mai mari se va topi fuzibilul siguranţei S_1 la durate cu atât mai mici, cu cât curentul de scurtcircuit este mai mare. Caracteristica de protecţie a siguranţei S_2 nu trebuie să intersecteze nici caracteristica releului electromagnetic r_1 şi nici pe aceea a siguranţei S_1.

Deoarece instalarea unui separator de sarcină, în principiu, trebuie să fie mai economică decât a unui întreruptor, este normal ca separatorul de sarcină să fie autonom, iar construcţia simplă. În majoritatea cazurilor, separatorul de sarcină derivă din separatorul propriu-zis, căruia i se adaugă un *cuţit de rupere* şi o *cameră de stingere* din material gazogen. În fig.10.45 se indică funcţionarea unui asemenea separator de sarcină cu cameră plată. În schiţa *e)* se arată un pol al separatorului. Unui contact mobil normal (cuţit dublu) *1* al separatorului i se adaugă cuţitul de rupere 2, cuplat mecanic cu cuţitul *1* prin intermediul resortului *5*. În schiţele *a),b),c),d)* se figurează etapele principale de funcţionare a separatorului de sarcină. Se observă că la rotaţia cuţitului *1*, prin care se

stabileşte curentul de durată, contactul rămâne stabil între cuţitul de rupere *2* şi bulonul *3*, până când cuţitul *2* scapă sub bulonul *3*, iar arcul electric se stabileşte între *2* şi *3*. Cum cuţitul *2* este sub acţiunea resortului *5*, acesta îi va imprima o viteză de 3-5 m/s, în fanta camerei de stingere *4*. Arcul electric întins astfel vine în contact cu pereţii gazogeni ai camerei de stingere. Se creează, în acest mod, o presiune locală de aproximativ 2 bar şi o răcire intensă a arcului, ceea ce conduce la stingerea acestuia.

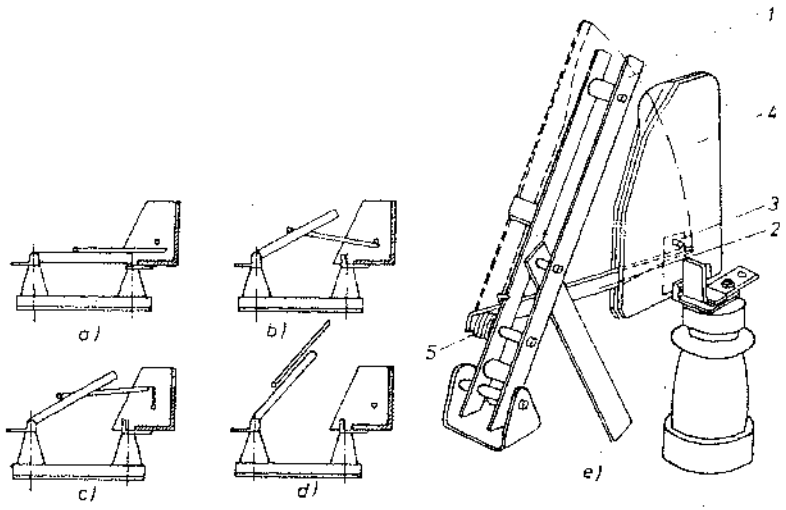


Fig. 10.45. Funcţionarea camerei plate:
a) aparatul închis; *b)* cuţitul de arc electric; *c)* faza de arc electric; *d)* aparatul deschis; *e)* detaliu constructiv;
1 - cuţit de separator; *2* - cuţit pentru întins arcul electric; *3* - stift de acroşare; *4* - cameră de stingere plată; *5* - resort.

Materialele gazogene utilizate la construcţia camerei de stingere pot fi răşină ureoformaldehidică, răşină polimetilmetanil (plexiglas). Gazele care rezultă din descompunerea răşinii sub acţiunea arcului electric, sunt CO, CO_2, H_2 şi H_20 (sub formă de vapori).

Notă. Se construiesc şi camere de stingere tubulare care funcţionează tot pe baza dezvoltării de gaze. Deoarece un separator de sarcină nu este aparat de protecţie, circuitul în care este instalat este completat cu o siguranţă fuzibilă care oferă protecţie la scurtcircuit şi la suprasarcină. Spre ilustrare schema electrică din fig.10.44 este concludentă.

10.5. Contactorul şi întreruptorul de putere în vid

La un aparat de comutaţie în vid, piesele de contact se află într-o incintă vidată şi etanşă faţă de mediul ambiant. Funcţionarea unui astfel de aparat se fundamentează pe următoarele observaţii de natură fizică:

a) Presiunea în camera de stingere este de $10^{-7}...10^{-10}$ bar, iar distanţa între piesele de contact în poziţia deschis a aparatului, este cuprinsă între 2 mm (la tensiunea nominală U_n = 1 000 V) şi 22 mm (la tensiunea nominală de 24 kV). În acord cu legea lui Paschen (prezentată în cap.7 din vol.1) rigiditatea dielectrică a mediului este mult superioară rigidităţii dielectrice a altor medii, ca aerul atmosferic sau gazul SF_6. În fig.10.46 sunt date curbele comparative ale rigidităţii dielectrice pentru vidul avansat, aerul la presiunea 1 bar şi gazul SF_6 la presiunea 1 bar [10.22]. La presiuni de ordinul $10^{-7}...10^{-10}$ bar parcursul mediu liber al particulelor de gaz este sensibil mai mare decât distanţa între piesele de contact. În adevăr pentru moleculele şi atomii de acelaşi gaz parcursul mediu liber este [10.18,10.35]:

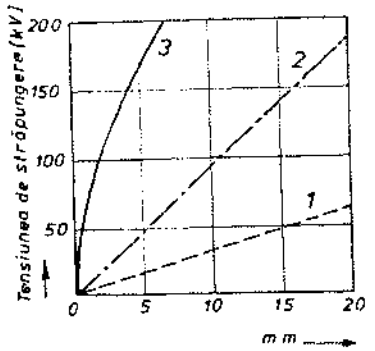


Fig. 10.46. Rigiditatea dielectrică:
1 - în aer la p = 1 bar; *2* - în gazul SF_6 la p = 1 bar; *3* - în vid avansat.

$$\bar{\lambda} = \frac{kT}{4\pi\sqrt{2}pr^2} \qquad (10.75)$$

cu notaţiile:

k= 1,38.10^{-2} Ws grd^{-1} - constanta Boltzmann;
p[Pa] - presiunea gazului;
r[m] - raza cinetică.

Pentru ionii de gaz de aceeaşi natură:

$$\bar{\lambda}_i = \sqrt{2}\,\bar{\lambda} \qquad (10.76)$$

iar pentru electroni:

$$\bar{\lambda}_e = 4\sqrt{2}\,\bar{\lambda} \qquad (10.77)$$

Pentru vidul avansat rezultă astfel $\bar{\lambda} = 0{,}05$ m...40 m, adică o valoare mult mai mare decât distanța între piesele de contact și ca urmare probabilitatea ionizării prin șoc scade considerabil, iar rigiditatea dielectrică crește sensibil. Datorită presiunii reduse și sporirii rigidității dielectrice, în vid se realizează camere de stingere miniaturale.

b) *Arcul electric se dezvoltă în vapori metalici.* La separarea pieselor de contact curentul electric se scurge prin punctele de contact, care pe măsură ce piesele se îndepărtează se reduc ca număr și ca suprafață, iar densitatea de curent crește. Urmează topirea și vaporizarea punctelor de contact; arcul electric are drept suport material vaporii metalici proveniți din piesele de contact. Acești vapori metalici difuzează în vid, o parte se condensează pe piesele de contact iar restul pe un ecran, amplasat potrivit pentru a proteja izolația electrică împotriva depunerilor metalice. Prin condensarea vaporilor metalici, vidul este refăcut, cu condiția ca să nu se elimine gaz din metalul cald.

c) *Arcul electric difuz, arcul electric autocompresat.* Până la aproximativ 10 kA arcul electric este difuz, se extinde pe toată suprafața pieselor de contact. Solicitarea termică a contactului și eroziunea sunt relativ reduse (fig.10.47,*a*). La valori ale curentului în arc peste 10 kA apare fenomenul de autocompresie (vezi capitolul 7, vol.1), ca urmare a dezvoltării forței Lorentz. Piciorul arcului electric, dacă acesta rămâne imobil, solicită puternic piesa de contact, care va suferi o eroziune importantă. La contactoare, la care curentul nominal este de cel mult 400 A și curentul ocazional de cel mult 4 000 A, arcul electric rămâne difuz.

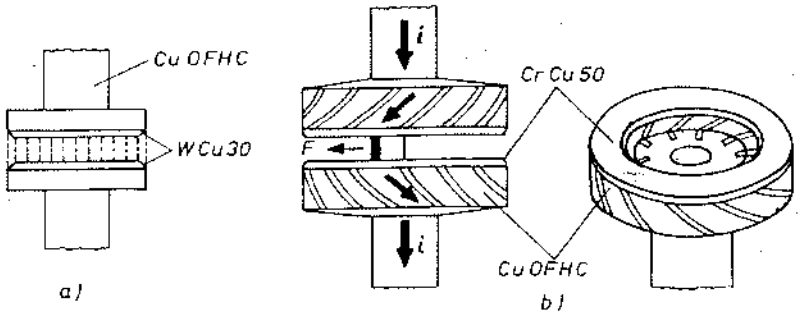


Fig. 10.47. Arcul electric în vid: *a)* difuz; *b)* autocompresat.

Întreruptoarele de putere întrerup curenții de scurtcircuit (10...40 kA) și deci arcul electric are o fază de autocompresie, astfel că apare necesitatea ca piciorul arcului electric să se deplaseze pe suprafața de contact, spre a nu solicita termic, în mod excesiv, piesa de contact. În acest scop piesele de contact iau forma unor pahare prevăzute cu tăieturi înclinate, în vederea dezvoltării unei forțe electrodinamice Lorentz de natură să vehiculeze arcul electric pe marginea piesei de contact, ca în fig.10.47,*b*.

d) *Curentul tăiat.* Ca urmare a difuziei rapide a vaporilor metalici în camera de stingere, arcul electric se stinge înainte de trecerea curentului electric, în mod natural, prin valuarea zero. Stingerea arcului electric este precedată de apariția unei instabilități înainte de tăierea curentului la valuarea i_0, ca în fig.10.48. Curenții critici care determină curenți tăiați relativ mari sunt relativ mici, și anume $\hat{I} = 40...80$ A. Curenții mai mari produc o cantitate mai mare de vapori metalici, ceea ce conduce la arderea arcului electric către valori mai mici ale curentului electric. Curentul tăiat i_0 determină o supratensiune în rețea de mărime:

$$\hat{u} = i_0 \sqrt{\frac{L}{C}} \tag{10.78}$$

unde inductivitatea L și capacitatea C sunt parametrii rețelei. Se constată experimental că valori mai mici de 5 A ale curentului tăiat i_0 nu perecliteză, prin supratensiunea creată, izolația rețelei, dimensionată după regulile normale de coordonare a izolației.

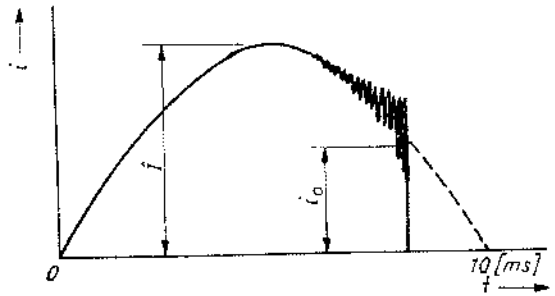


Fig. 10.48. Curentul tăiat i_0.

10.5.1. Contactele electrice

Cerințele pentru materialele din care sunt uzinate piesele de contact sunt următoarele:

a) conductivitate electrică mare;

b) eroziune minimală la arcul electric de comutație;

c) presiune de vapori mare, în vederea prelungirii curentului electric, cât mai aproape de valoarea zero, în momentul tăierii lui;

d) proprietăți semnificative de getter. Gazele incluse în piesele de contact, prin încălzirea acestora, se eliberează și deteriorează vidul inițial.

Prin efectul de getter aceste gaze sunt recaptate de suprafețele metalice ale pieselor de contact și, prin aceasta, vidul se reface practic la valoarea inițială.

Metalele care prezintă interes pentru realizarea contactelor, mai ales sub formă de aliaje sinterizate, sunt indicate în tabelul 10.3.

Tabelul 10.3

Elemente constituente ale contactelor electrice în vid

Nr.crt	Calitatea	Elementul	Temperatura de topire [°C]	Temperatura de vaporizare [°C]
1.	Rezistență la temperaturi înalte	1.1.Wolfram (W) 1.2.Molibden (Mo) 1.3.Crom (Cr)	3380 2620 1903	5500 4800 2642
2.	Conductivitate electrică mare, presiune de vapori apreciabilă	2.1.Cupru (Cu)	1083	2595
3.	Presiune de vapori mare	3.1.Bismut (Bi) 3.2.Stibiu (Sb)	271 630	1560 1637

Materialele rezistente la temperaturi înalte (W, Mo, Cr) pot realiza o presiune de vapori mare dacă arcul electric este menținut în aparat multe semiperioade, dar, în acest caz se ajunge la temperatura de fierbere a elementului de contact. Această temperatură ridicată facilitează reaprinderea, deoarece se situează deasupra temperaturii de ionizare ($\approx$3 000 K), ca și tendința de sudare a contactelor. Folosirea acestor metale singure este prohibitivă și din cauza conductivității electrice reduse.

Metalele cu presiune de vapori mare (Bi, Sb) nu pot fi folosite singure, deoarece sub acțiunea arcului electric se erodează, iar cantitatea mare de vapori nu se poate condensa în întregime. Se menține astfel o atmosferă de vapori care nu permite întreruperea arcului electric. Metalul Cu are presiune de vapori apreciabilă și de aceea se folosește în pseudoaliaje WCu 30 și CrCu 50.

Din punct de vedere practic, cerințele menționate (a,b,c,d) sunt îndeplinite de combinații sub formă de aliaje sau pseudoaliaje din două sau mai multe metale, cu ajutorul cărora se realizează un compromis acceptabil.

10.5,2. Contactorul în vid

Acesta este un aparat de comutație standardizat la curentul nominal de 300...400 A și la tensiunile 1 kV; 3,6 kV; 7,2 kV; 12 kV.
Menținerea la curentul nominal limită și la curentul ocazional de 4 000A determină, în procesul de întrerupere, un arc electric difuz.

În fig.10.49 sunt prezentate câteva soluții constructive pentru contactele contactoarelor în vid, după cum urmează:

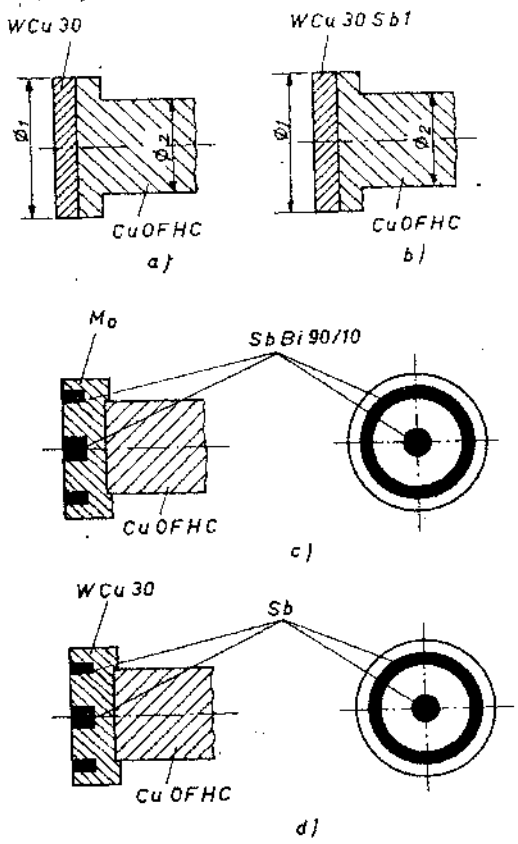


Fig. 10.49. Contacte pentru contactoare în vid:
a) WCu30; *b)* WCu30Sb1; *c)* SbBi90/10 în nut cu suport de WCu30.

* Pentru aparate de tensiuni mai mari (U_n = 1...12 kV) sunt folosite soluțiile din schițele *a)* și *b)*. Pseudoaliajul WCu 30 este sinterizat în vid, suportul contactului este realizat din Cu OFHC cu un conținut de oxigen mai mic de 70 ppm. Curentul tăiat se menține sub 5 A.

* Pentru tensiuni joase ($U_n < 1$ kV) în scopul unui curent mai mic (sub 2A) se folosesc materiale (Sb,Bi) cu presiune de vapori mare, ca în schițele *c)* și *d)*. La această soluție eroziunea contactului este puternică, iar în procesul tehnologic de degazare, prin încălzire a contactului, apar dificultăți pentru că unele componente (Bi) au temperatura de topire sub temperatura necesară procesului de degazare.

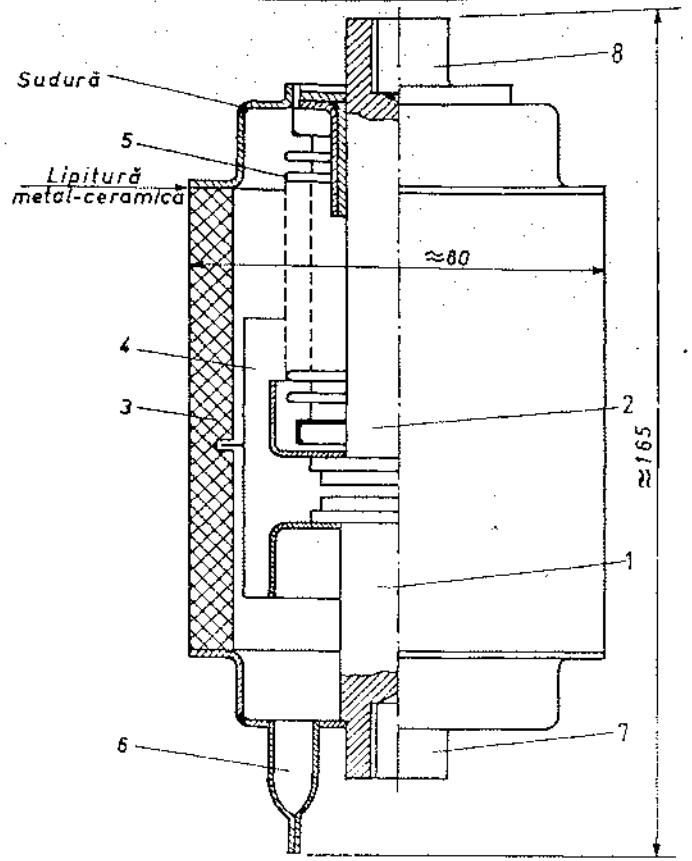


Fig. 10.50. Cameră de stingere pentru contactor în vid:
1 - element fix de contact; *2* - element mobil de contact; *3* - anvelopă ceramică; *4* - ecran; *5* - burduf din oţel inoxidabil; *6* - ţeavă sertizată pentru evacuarea gazelor; *7, 8* - borne.

O schiţă a camerei de stingere este dată în fig.10.50, pentru tensiuni de ordinul 7,2...12 kV şi curent de 400 A. Elementul fix de contact *1* şi cel mobil 2 se află într-o incintă din care au fost scoase gazele şi care se află la presiunea de $10^{-10}...10^{-7}$ bar. Deplasarea piesei mobile de contact, cu menţinerea vidului, este posibilă datorită burdufului metalic *5*, cu care piesa mobilă de contact este solidară. Izolaţia este realizată de anvelopa ceramică *3*. Pe ecranul *4* se condensează vaporii metalici proveniţi din piesele de contact în prezenţa arcului electric. În acest mod se împiedică metalizarea pe suprafaţa internă a anvelopei *3*. Extragerea gazelor din camera de stingere se efectuează prin ţeava *6*, care apoi se sertizează. În tijele *7* şi *8*, care suportă piesele de contact, se practică prin înşurubare bornele camerei de stingere.

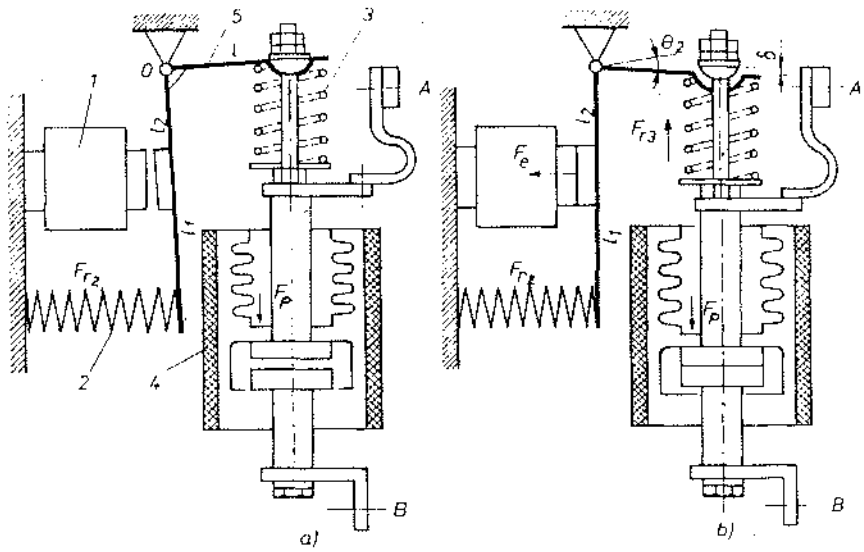


Fig. 10.51. Scheme cinematice ale contactorului în vid:
a) poziţia deschis; *b)* poziţia închis;
1 - electromagnet; *2* - resort antagonist; *3* - resort pentru asigurarea presiunii în contact;
4 - cameră de stingere; *5* - pârghie; *A, B* - borne.

Cinematica aparatului este prezentată în fig.10.51. În schiţa *a)* aparatul este desenat în poziţia deschis, electromagnetul *1* este neexcitat. Momentul dezvoltat de forţa F_{r2}, a resortului 2, este mai mare decât momentul dezvoltat de forţa provenită din presiunea atmosferică, care are expresia:

$$F_p = p_a A_b \tag{10.79}$$

unde s-a notat:

p_a - presiunea atmosferică,
A_b - aria frontală a burdufului.

Condiţia de menţinere a aparatului în poziţia deschis este:

$$F'_{r2} l_1 > F_p l_3 \tag{10.80}$$

În schiţa *b)* aparatul este desenat în poziţia închis; electromagnetul este excitat şi dezvoltă forţa F_e. Condiţia de menţinere a aparatului în poziţia închis este:

$$F_e l_2 > F''_{r2} l_1 + (F_{r3} + F_p) l_3 \tag{10.81}$$

Resortul *3* care asigură presiunea pe contact nu este folosit în toate variantele constructive, ci numai la acelea la care se doreşte să se realizeze o

corecţie a forţei de apăsare în contact în funcţie de altitudinea de funcţionare a aparatului (-1000 m; +2000 m). La un aparat fără resortul *2* forţa de apăsare în contact provine numai din presiunea atmosferică, conform relaţiei (10.79). În schiţa *b)* se observă că, între pârghia *5* şi tija piesei mobile de contact, s-a format cursa liberă δ, utilizată la comanda de deschidere a aparatului pentru a determina o viteză iniţială a piesei mobile de contact de cel puţin 0,3 m/s. În absenţa acestei viteze iniţiale, la deschidere lentă, piesele de contact se erodează extrem de rapid.

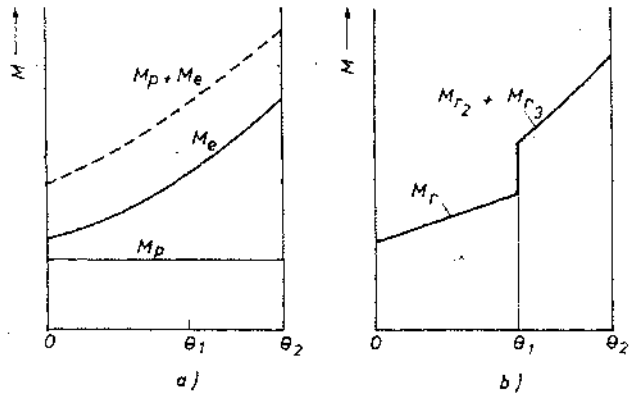


Fig. 10.52. Diagramele (calitativ) momentelor:
a) momentul activ; *b)* momentul rezistent.

Diagramele calitative ale momentelor active (schiţa *a*) şi rezistenţe (schiţa *b*) sunt date în fig.10.52, cu notaţiile:

M_p - momentul dat de F_p datorat presiunii atmosferice,
M_e - momentul dat de electromagnetul *1*,
M_{r2} - momentul dat de forţa dezvoltată de resortul 2,
M_{r3} - momentul dat de forţa dezvoltată de resortul *3*.

Unghiului θ_1 îi corespunde momentul atingerii pieselor de contact în cursa de închidere.

O schiţă constructivă a contactorului Siemens [10.16] este dată în Fig.10.53. Piesele componente se identifică pe legenda figurii. Faţă de schema cinematică de bază prezentată în fig.10.51, aparatul este completat opţional cu:

* mecanism de zăvorâre la deschidere. După excitarea electromagnetului principal *19* şi atragerea armăturii *20*, sistemul este blocat în această poziţie iar excitaţia elecromagnetului *19* este tăiată. În acest mod se economiseşte energia de excitaţie permanentă a acestui electromagnet. Pentru deconectare se excită electromagnetul *13* cu un impuls de curent. Aceeaşi operaţie se poate realiza mecanic cu ajutorul tijei *15*.

* mecanism de zăvorâre la închidere. Aparatul poate fi închis numai după ce pârghia *18* a executat o mică rotaţie în sensul săgeţii.

Excitaţia elecromagnetului principal se realizează în curent continuu sau în curent alternativ cu punte redresoare. Dacă contactorul nu este prevăzut cu mecanisme de zăvorâre este necesar să se introducă, în circuitul de excitaţie, rezistenţa economizoare.

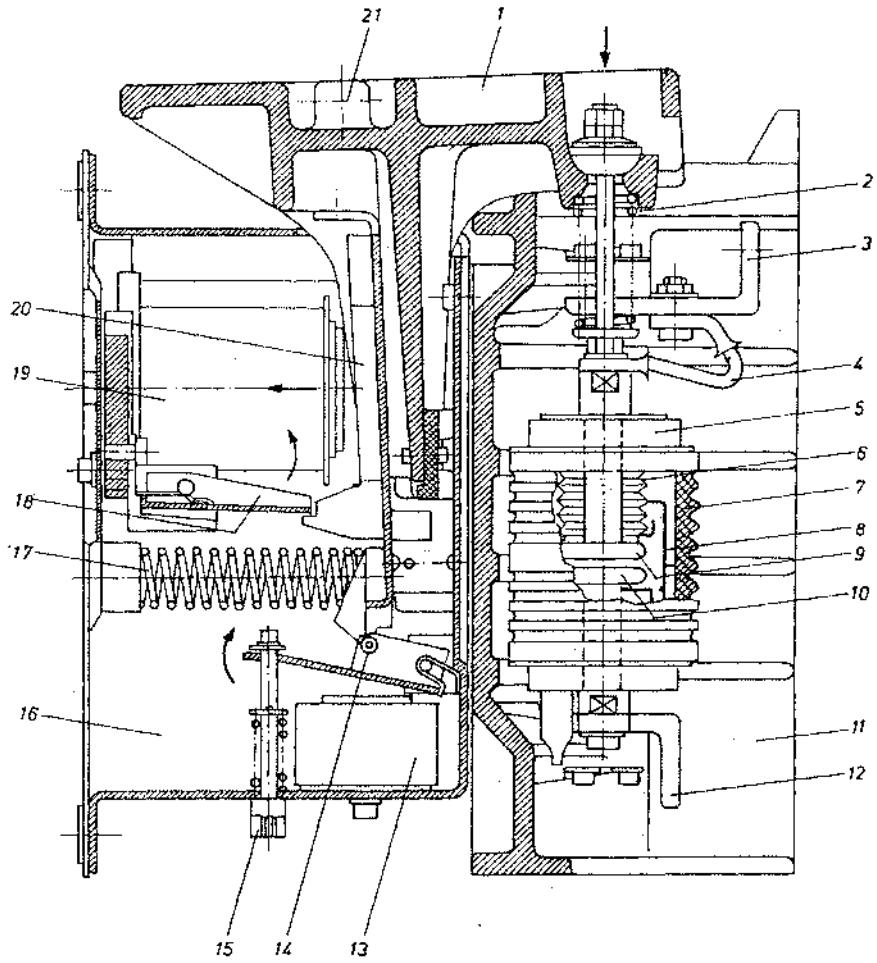


Fig. 10.53. Contactor în vid Siemens [10.16]:
1 - bloc basculant; *2* - resort suplimentar; *3* - bornă superioară; *4* - bandă flexibilă; *5* - cameră de stingere; *6* - burduf de metal; *7* - anvelopă ceramică; *8* - ecran metalic; *9* - piesă mobilă de contact; *10* - piesă fixă de contact; *11* - compartiment de înaltă tensiune; *12* - bornă inferioară; *13* - electromagnet de declichetare; *14* - zăvor la deconectare; *15* - tijă de declichetare; *16* - compartiment de joasă tensiune; *17* - resoarte (două) de aducere în poziţia de repaos; *18* - zăvor la conectare; *19* - electromagnet de acţionare; *20* - armătură mobilă (placă); *21* - punctul de rotaţie a blocului basculant.

10.5.3. Supratensiuni de comutaţie

Contactoarele în vid avansat sunt destinate să comute motoare asincrone de puteri de ordinul 350 kW la 1,2 kV până la 6 500 kW la 12 kV, în regim de funcţionare AC-3 şi AC-4. Procesul de întrerupere poate conduce la două forme de supratensiuni, şi anume:

a) Supratensiuni datorate tăierii curentului, ca fenomen uzual la contactoarele în vid, sau sarcinilor inductive mici.

b) Supratensiuni datorate reamorsării repetate a arcului electric la frecvenţe mult superioare frecvenţei reţelei, în cazul în care refacerea izolaţiei, între piesele de contact, nu se efectuează suficient de rapid. Frecvenţele superioare sunt proprii schemei în care sunt acumulatoare de energie complementare.

Analiza procesului de apariţie a supratensiunilor de comutaţie este făcută în capitolul 13. Întreprinderile constructoare [10.44] recomandă măsuri de protecţie împotriva supratensiunilor, în funcţie de calitatea izolaţiei şi cunoaşterea performanţelor contactorului. Drept criteriu de referinţă a supratensiunii de comutaţie se consideră factorul

$$k_s = \frac{\hat{U}_s}{\frac{\sqrt{2}U_n}{\sqrt{3}}} \qquad (10.82)$$

Pentru motoarele cu izolaţie bună (de exemplu MICALAST - Siemens) se recomandă folosirea unui limitator de tensiune, ca în fig.10.54, iar factorul de supratensiune $k_s=3$. Pentru motoarele a căror izolaţie este mai slabă sau necunoscută, se recomandă un sistem RC sau şi un sistem de limitatoare ca în fig.10.55. Valori curente pentru sistemul RC sunt : $R=50...100$ Ω/fază, 100 W şi $C = 0{,}25$ μF/fază.

Contactoarele în vid avansat sunt folosite şi la comutarea sarcinilor de tip transformator şi a sarcinilor capacitive. Protecţia împotriva scurtcircuitelor şi supratensiunilor se realizează cu siguranţe fuzibile. Protecţii suplimentare se efectuează la motoarele de mare putere cu ajutorul termistoarelor.

Notă. Energia arcului electric $W_a = \int_0^t u i \, dt$ este sensibil mai mică, în cazul contactoarelor în vid, decât energia dezvoltată în cazul contactoarelor în aer, având în vedere că tensiunea de arc nu depăşeşte 30V (la un curent întrerupt de 2kA), iar durata arcului electric este de 10...15ms.

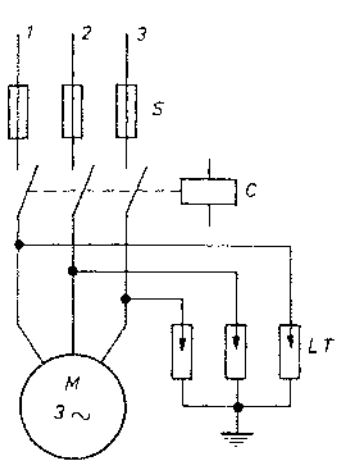


Fig. 10.54. Protecţie împotriva supratensiunilor cu limitare LT.

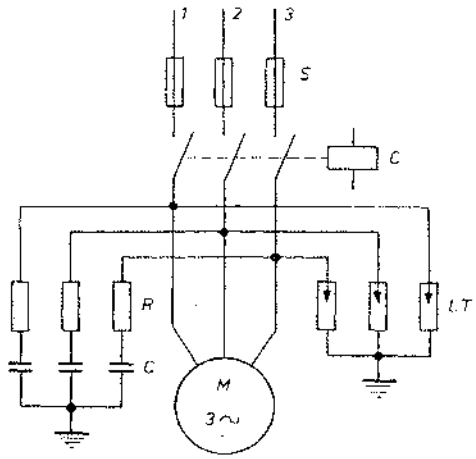


Fig. 10.55. Protecţie împotriva supratensiunilor cu limitator LT şi grup RC.

10.5.4. Întreruptorul de putere în vid

În tehnica europeană sunt curente, în domeniul tensiunilor 12...36 kV, trei variante de întreruptor de putere, şi anume:

a) *Întreruptorul cu ulei puţin*, în reţele de distribuţie a energiei electrice cu curenţi de scurtcircuit mici (sub 15 kA) şi cu probabilitate redusă de apariţie a curentului de scurtcircuit. Costul de fabricaţie al aparatului este cel mai mic dintre cele trei variante. Necesitatea reviziei aparatului (schimbarea uleiului, a pieselor de contact) la trei întreruperi pe scurtcircuit determină limitarea folosirii lui în reţele cu defecţiuni frecvente.

b) *Întreruptorul cu hexaflorură de sulf* cu autosuflaj în reţele cu curent de scurtcircuit mai mare (15 - 25 kA), ca variantă mai fiabilă şi cu cheltuieli de întreţinere mai reduse decât în prima variantă.

c) *Întreruptorul în vid* ca variantă universală cu capacitate de rupere până la 50 kA la 12 kV şi 31,5 kA la 36 kV. Acest aparat este considerat a fi "fără

întreţinere", are în mod curent o durată de viaţă prezisă de 10 ani dar confirmată la 20 ani. Aparatul este folosit în instalaţiile cu număr mare de conectări pe scurtcircuit (cuptoare electrice cu arc) şi cu curenţi de scurtcircuit importanţi. Din totalitatea întreruptoarelor fabricate, cele cu întrerupere în vid au cea mai mare pondere.

Până la tensiunea nominală de 24 kV inclusiv, întreruptorul de putere are o singură cameră de stingere pe pol; pentru tensiunile de 36 kV şi 52 kV există două camere de stingere conectate în serie şi acţionate de acelaşi dispozitiv [10.7].

10.5.4.1. Camera de stingere. În fig.10.56 este prezentată schiţa de construcţie a unei camere de stingere de fabricaţie Siemens [10.43]. Se observă că izolaţia este divizată şi realizată cu două piese ceramice *3* şi *7*. Piesele de contact *4* şi *6* sunt realizate, conform cu schiţa din fig. 10.47,*b*, dintr-un suport din Cu OFHC de forma unui pahar pe care se brazează elemente active din aliajul sinterizat Cu-Cr 50. La deconectarea curenţilor de scurtcircuit ($I > 10$ kA) arcul electric, care se dezvoltă în vaporii metalici, se deplasează pe suprafeţele active sub acţiunea forţei Lorentz, în scopul reducerii eroziunii locale de metal. Învelişul *5*, realizat din oţel inoxidabil, constituie un ecran pe care se condensează vaporii metalici proveniţi din acţiunea arcului electric asupra pieselor de contact. Burduful *8*, realizat din oţel inoxidabil permite deplasarea piesei mobile de contact.

10.5.4.2. Un pol de întreruptor, fabricat de AEG [10.5, 10.7] este prezentat într-o viziune funcţională cu ecranul şi izolatoarele ceramice transparente, în fig.10.57.

Funcţionarea se explică pe baza legendei figurii. Camera de stingere este fixată într-un cadru izolant rigid (*2, 15,*). Pentru a nu solicita lipiturile metal-ceramică forţa care acţionează asupra piesei mobile de contact *13* are (practic) numai componentă longitudinală. În fig.10.58 se urmăreşte cinematica destinată a îndeplini scopul menţionat. Axul O_1 este rotit de mecanismul de acţionare. Prin rotaţia acestui ax cu aproximativ 48° se transmite mişcarea către contact prin mecanismul bielă-manivelă *1, 2* şi prin intermediul triunghiurilor nedeformabile *4, 5*, cuplate între ele prin resortul *3*, care asigură forţa de apăsare în contact. Se obţine astfel:

a) Asigurarea unei poziţii stabile, în poziţia închis, prin depăşirea unui punct mort fără folosirea unui clichet.

b) Transferul forţei de acţionare, către piesa mobilă de contact, fără componentă radială, astfel încât să nu se solicite lipiturile metal-ceramică şi sudurile metalice.

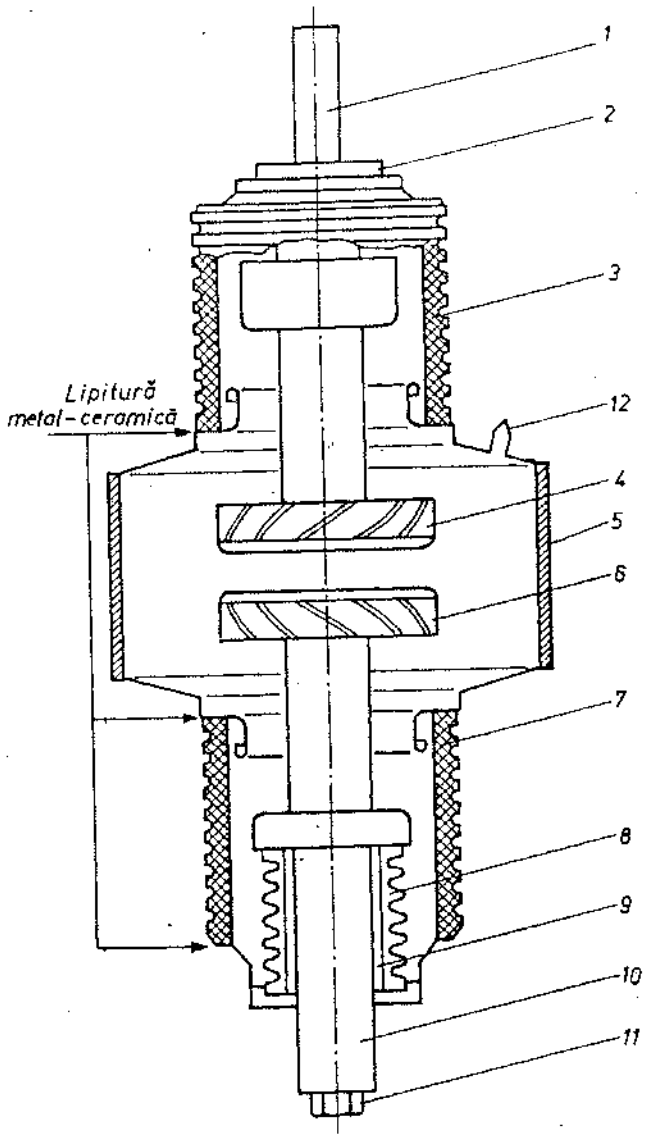
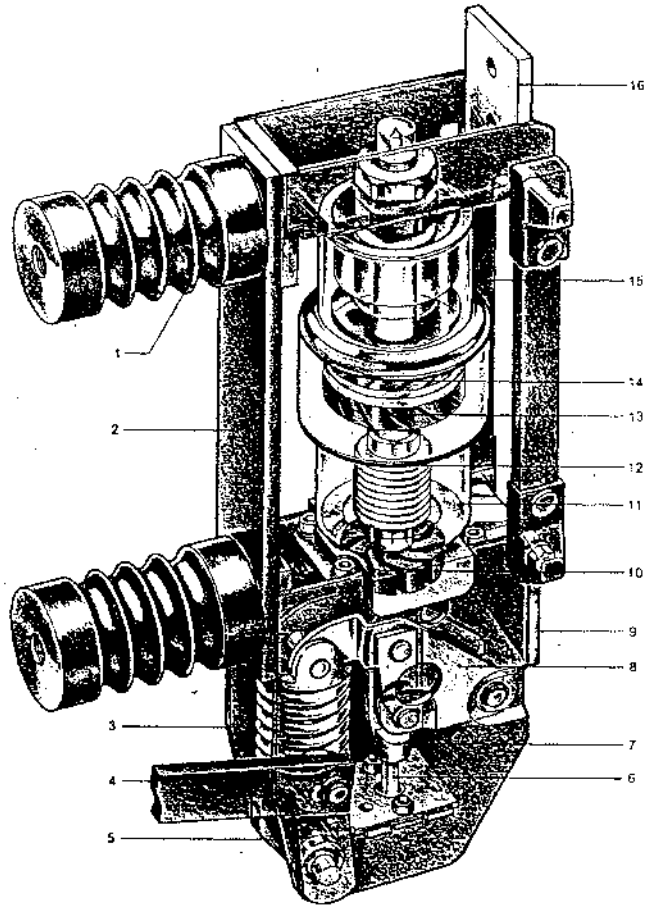


Fig. 10.56. Schiţa unei camere de stingere Siemens:
1 - boltul piesei fixe de contact; *2* - şaibă la piesa fixă de contact; *3, 7* - izolator ceramic; *4* - piesă fixă de contact; *5* - înveliş metalic cu rol de ecran; *6* - piesă mobilă de contact; *8* - burduf metalic; *9* - ghidaj; *10* - bolţ la piesa de contact; *11* - racord mecanic la sistemul de acţionare; *12* - ţeavă pentru evacuare gazelor, în final sertizată.



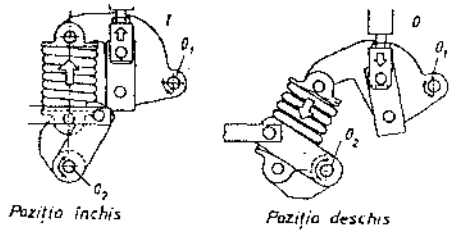


Fig. 10.57. Un pol de întreruptor în vid; reprezentare funcţională. Anvelopa este considerată transparentă:

1 - izolator suport; *2* - piesă de rigidizare; *3* - resortul contactului; *4* - tijă de acţionare; *5* - pârghie de acţionare; *6* - indicator de eroziune a contactelor; *7* - pârghie basculantă; *8* - pârghie de transfer; *9* - bornă inferioară; *10* - contact inelar (Leopold); *11* - cameră de stingere; *12* - burduf metalic; *13* - piesă de contact mobilă; *14* - piesă de contact fixă; *15* - piese de rigidizare; *16* - bornă superioară.

10.5.4.3. Performanţe. Întreruptorul cu vid avansat este considerat ca fiind un aparat "fără întreţinere". Durata sa de viaţă este influenţată de numărul de comutaţii, de intensitatea curentului comutat. Fiecare deconectare sub curent ocazionează procesul de topire şi vaporizarea metalului din piesele de contact, ca şi o degradare a vidului prin eliberarea unor molecule de gaz incluse în piesele de contact. La stadiul actual al tehnologiei comportamentul întreruptorului în vid este definit [10.5] prin:

* 100 deconectări la curentul nominal de scurtcircuit, care poate fi de 20; 31,5; 40 kA.

* 20 000 deconectări la curentul nominal, care poate fi, de exemplu, 1250 A.

* 50 000 manevre mecanice ale camerii de stingere.

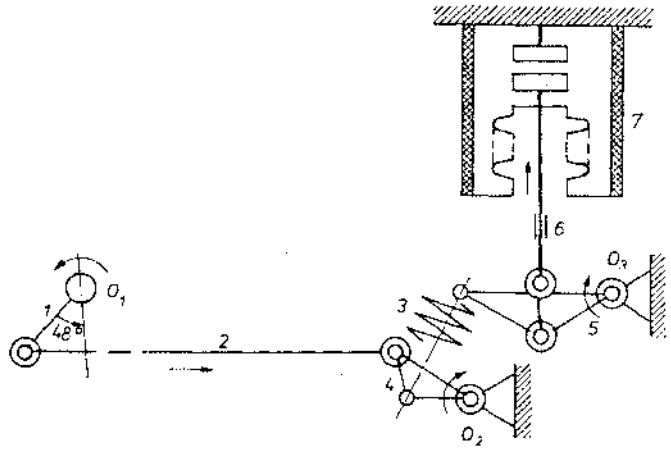


Fig. 10.58. Cinematica de acţionare longitudinală a contactului:
O_1 - axul principal al mecanismului; O_2, O_3 - articulaţii în carcasă (fixe); *1*, *2* - mecanism bielă - manivelă; *3* - resort; *4*, *5* - triunghiuri nedeformabile; *6* - ghidaj; *7* - cameră de stingere.

Inspectarea şi revizia mecanismului de acţionare este necesară după 10 000 manevre, adică aproximativ la 10 ani. În exploatare este necesar a se verifica şi rata de creştere a presiunii în camera de stingere, care nu va depăşi 10^{-11} Pa·l/s. Metoda de măsurare corespunzătoare este prezentată în §10.5.5.4.

10.5.5. Aspecte tehnologice

Realizarea aparatelor cu stingere în aer sau în gazul SF_6 necesită o tehnologie relativ normală: prelucrare mecanică a materialelor conductoare,

magnetice şi electroizolante în condiţii de respectare a calităţii materialelor şi de acurateţe la prelucrare (toleranţe, curăţenie etc).

Realizarea camerelor de stingere cu comutaţie în vid presupune o tehnologie similară celei folosite la construcţia tuburilor de emisie radio.

10.5.5.1. Lipitura metal-ceramică. Pentru ca lipitura să fie reuşită se foloseşte o ceramică cu conţinut de alumină (Al_2O_3) mai mare decât 91% şi cu temperatura de ardere peste 1700°C. Suprafaţa ceramică ce urmează a suferi asmblarea cu tola de metal suferă următorul tratament:

* Acoperirea prin pensulare sau pulverizare cu o sare de Mo;
* Difuzia Mo în materialul ceramic la temperatura de cca 1 400°C în atmosferă de H_2 sau în vid;
* Nichelarea suprafeţei, ce a suferit procesul de difuzie, într-o baie galvanică;
* Sinterizarea peliculei de nichel cu suprafaţa ceramică, tratată prealabil cu Mo, la temperatura de 1500°C în atmosferă de hidrogen sau în vid;
* Brazarea (efectuarea unei lipituri tari) cu ajutorul unui aliaj Ag-Cu 30 la o temperatură uşor peste 800°C în atmosferă de hidrogen. Procesul de brazare este însoţit şi de efectul de curăţire a urmelor de oxizi rezultaţi din procesele tehnologice precedente, datorită efectului reductor al hidrogenului.

Lipitura tare se execută frontal, după cum se vede în fig.10.56, în două variante şi anume pe "lat" şi pe cant. În acest ultim caz tola de metal folosită poate fi aliajul Cu-Ni 50. Altfel se foloseşte aliajul cu denumirea comercială Covar sau Vacon (Ni-Fe-Co).

10.5.5.2. Asamblarea componentelor. Dacă ne referim la modelul de întreruptor prezentat în fig.10.56, se pot considera trei subansamble, şi anume două subansamble constând din componentele ce se fixează pe piesele ceramice *3,7* şi un subansamblu constând din cilindrul din oţel inoxidabil *5*. Cu ajutorul unui spectrometru de masă se controlează etanşeitatea subansamblelor şi apoi cu ajutorul sudurii cu arc electric, protejat în atmosferă de argon, se asamblează cele trei subansamble.

După această asamblare camera de stingere este verificată, cu ajutorul unui detector de găuri cu heliu, care poate detecta orice microfisură sau microporr. Până la operaţia tehnologică următoare, camera de stingere este umplută cu gazul azot.

Operaţia următoare constă în evacuarea gazelor din interiorul camerei de stingere cu ajutorul unui sistem de pompe de vid preliminar (10^{-4} bar). Concomitent cu operaţia de pompare se efectuează şi degazarea pereţilor interni ai camerei de stingere prin încălzirea sub clopot la temperatura de 500°C şi în atmosferă de azot. Pe durata evacuării gazelor are loc şi procesul de "condiţionare de curent", adică de curăţire a suprafeţelor pieselor de contact prin formarea unui arc electric de curent continuu sub formă de pulsuri de intensitate de câţiva kA.

În final, sub pompaj, camera de stingere este închisă ermetic prin sertizarea ţevii care face legătura cu instalaţia de pompare (v. poziţia *12* în fig.10.56).

10.5.5.3. Determinarea curentului tăiat. Din relaţia (10.78) rezultă importanţa curentului tăiat i_0 la producerea supratensiunii de comutaţie. Influenţa materialelor din contact asupra curentului tăiat nu este elucidată din punct de vedere teoretic [10.21], dar din punct de vedere calitativ următoarele aspecte sunt relevante:

* Presiunea de vapori mare, a materialului din contact, diminuează curentul tăiat.

* La presiune de vapori egală, materialul de contact cu conductivitatea termică mai mare (Cu) menţine contactul mai rece, iar curentul tăiat creşte.

* Cu cât valoarea de vârf a curentului, $\hat{I}$ în fig.10.48, este mai mare, cu atât curentul tăiat i_0 este mai mic, fiindcă se dezvoltă sub acţiunea arcului electric, o cantitate mai mare de vapori metalici.

* Din cercetările experimentale pe metale pure (Cu,W,Cr,Bi,Sb) nu se poate determina teoretic comportamentul aliajelor şi pseudoaliajelor.

Din punct de vedere practic materialele de contact se verifică experimental pe eşantioane de 100...1000 piese şi apoi se trag concluzii cu caracter statistic.

a) *Curăţirea pieselor de contact*. Operaţia prealabilă măsurării curentului tăiat este de curăţire (condiţionare) a pieselor de contact. În fig.10.59, este prezentată schematic instalaţia corespunzătoare de acţionare şi de formare a vidului. Celula metalică *1*, prevăzută cu izolatorul de trecere *2*, cu izolatorul de separare galvanică *3* şi cu un vizor, conţine în interior piesele de contact înlocuibile ale unui aparat de comutaţie în vid cu bornele *A* şi *B*. Prin intermediul burdufului metalic *4*, incinta *1* este în comunicaţie cu instalaţia de pompare şi control a vidului. Piesa de contact mobilă este cuplată cu zăvorul *20*, care menţine energia înmagazinată în resortul *21*. Închiderea contactului se realizează cu ajutorul dispozitivului pneumatic *23*. Deschiderea la moment prestabilit este asigurată de către declanşatorul electrodinamic *19*. La comanda de amorsare a tiristorului *Tl*, condensatorul *C*, încărcat în prealabil, se descarcă pe primarul declanşatorului electrodinamic *19*. Forţa de repulsie dezvoltată în placă (secundar) determină dezăvorârea energiei acumulate în resortul *21*. Funcţionarea sistemului de pompare rezultă din prezentarea componentelor instalaţiei în *anexele 10.1, 10.2, 10.3*.

Pentru curăţirea (condiţionarea) suprafeţelor de contact sunt generate pulsuri de curent de polaritate pozitivă şi negativă, pulsuri iniţiate în poziţia închis (de atingere) a pieselor de contact şi continuate, prin arc electric format sincron, prin separarea pieselor de contact cu ajutorul sistemului prezentat în fig.10.59. Schema electrică necesară formării pulsurilor de curent, de aproximativ 2 000 A, este prezentată în fig.10.60, *a*. Corespunzător celor două polarităţi sunt prevăzute câte două baterii de condensatoare conectate în serie ($2C_1 + 2C_1$) *şi*

($2C_2 + 2C_2$), care, în prealabil încărcate, se descarcă alternativ cu ajutorul tiristoarelor T_4, T_2 prin intermediul inductivității L, pe sistemul de contacte (bornele A și B). Variația curentului de descărcare este de forma:

$$i = \frac{U}{L\omega_e} e^{-bt} \sin \omega_e t \qquad (10.83)$$

până la atingerea valorii de vârf I .

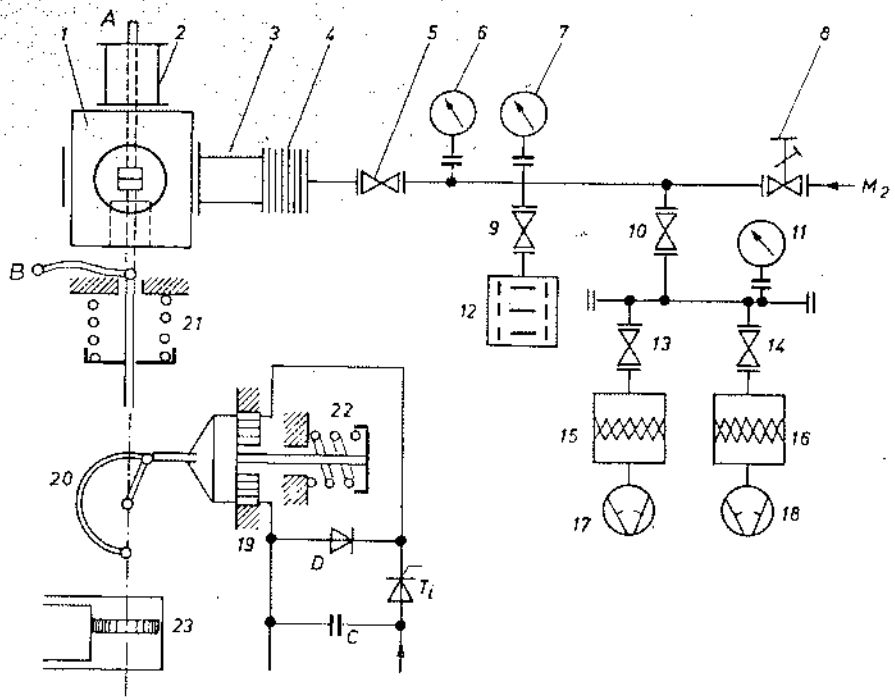


Fig. 10.59. Schița instalației de pompare și acționare:
1 - celula cu piese de contact amovibile și vizor; *2, 3* - izolator; *4* - burduf metalic; *5, 9, 10, 11, 13, 14* - ventil de închidere; *6* - vacuummetru de ionizare; *7* - spectrometru de masă; *8* - ventil de dozare; *12* - pompă ionică; *15, 16* - pompă de adsorbție; *17, 18* - pompă cu excentric; *19* - declanșator electrodinamic; *20* - zăvor; *21, 22* - resort; *23* - cilindru cu piston de acționare.

După intrarea în funcțiune a diodei de descărcare liberă, în scopul evitării încărcării condensatoarelor electrolitice la polaritate inversă, forma curentului este exponențială:

$$i = Ie^{-bt} \qquad (10.84)$$

cu notațiile cunoscute. Diagramele pentru curentul i în piesele de contact și tensiunea u, la bornele unui condensator, sunt prezentate în fig.10.60,*b*. După cum se vede în această diagramă, separarea pieselor de contact are loc la aproximativ 2 ms de la inițierea curentului i. În regim de arc electric suprafețele frontale se încălzesc puternic, moleculele de gaz sunt eliberate și, prin sistemul de pompare, sunt evacuate din incintă.

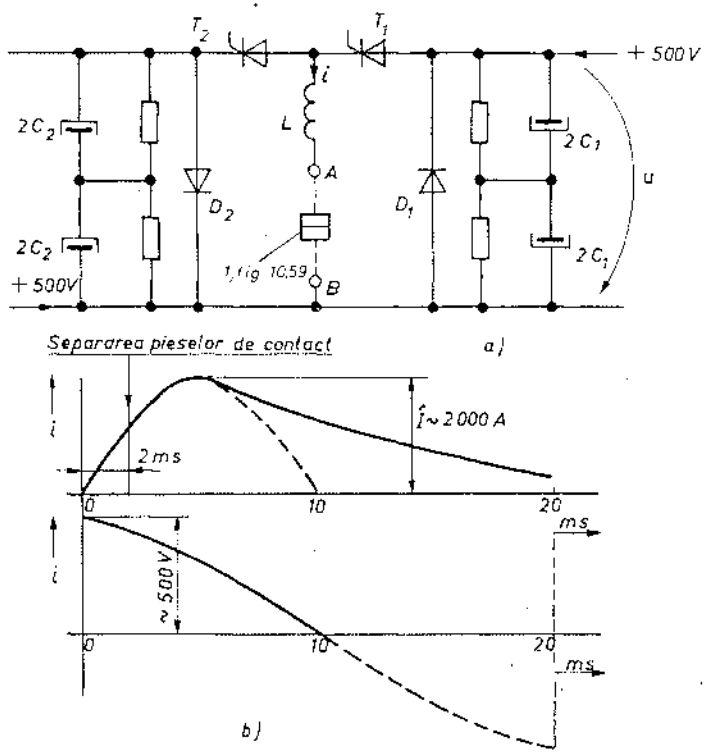


Fig. 10.60. Schema electrică de principiu pentru curățarea (condiționarea) pieselor de contact:
a - schema de bază; *b* - diagramele mărimilor electrice *u* și *i*.

b) *Generarea curentului tăiat*. În fig.10.61, *a* este prezentată schema electrică corespunzătoare. Bornele A și B coincid cu bornele cu aceeași denumire din fig.10.59. Valoarea de vârf $\hat{I}$ a curentului generat este de 40,60,80 A și se obține prin descărcarea condensatoarelor C_1, C_2, C_3, comutate selectiv cu inductivitățile L_1, L_2, L_3, prin intermediul tiristorului T_3. În paralel pe acesta se află dioda D_3, care oferă posibilitatea obținerii unei semiperioade de polaritate inversă, dacă întreruperea curentului nu s-a efectuat prin tăiere sau la prima

trecere, în mod natural prin valoarea zero. În fig.10.61,*b* s-a reprezentat grafic curentul obţinut cu valoarea de vârf $\hat{I}$, şi valoarea curentului tăiat i_0 obţinută după separarea pieselor de contact.

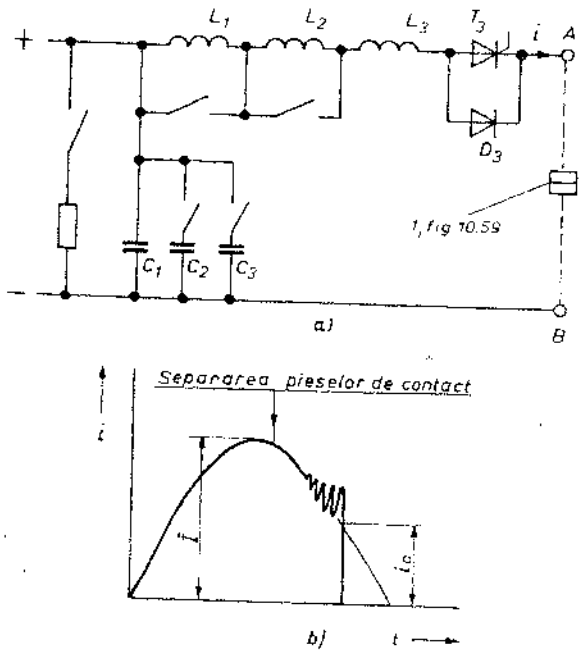


Fig. 10.61. Schema electrică de principiu pentru verificarea curentului tăiat:
a) schema de curent intens; *b)* diagrama curentului tăiat.

Curentul tăiat este o mărime statistică, având în vedere că valorile i_0 au un cararcter aleator în cadrul unui eşantion de încercări de mărime N. În fig.10.62 este prezentată frecvenţa de apariţie n_i/N pentru un domeniu 0...10 A divizat în zece segmente. Aliajele modifică în mod sensibil valoarea i_{0f} a curentului de frecvenţă maximă. Astfel în cazul metalului Cu, curentul i_{0f} este de aproximativ 17 A, dar aliajul CuSb 10 deplasează curentul de frecvenţă maximă la 7 A. Spre exemplu, după [10.21], în tabelul 10.4 se observă cum curentul tăiat i_{0f} se modifică (scade) sensibil sub curentul tăiat al componentelor sinterizatului WCu 20.

10.5.5.4. Determinarea ratei de pierdere a vidului. Camera de stingere a unui întreruptor sau contactor în vid este închisă definitiv prin sertizarea unei ţevi de cupru (reperul *6* din fig.10.50; reperul *12* din fig.10.56).

Tabelul 10.4

Curentul i_{0f} de frecvenţă maximă, în [A]

Cu	W	Cr	W - Cu 20	Cu - Cr 50
16...18	18...21	6	5...6	5...6,4

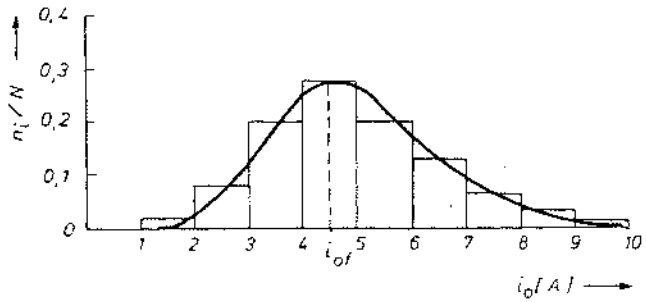


Fig. 10.62. Interpretarea statistică a curentului tăiat.

Menţinerea presiunii, în limite acceptate, în interiorul unei camere de stingere asigură funcţionabilitatea aparatului, dar în decursul timpului gazele pătrund în camera de stingere vidată, iar presiunea internă creşte. În stadiul actual [10.5] se poate obţine un vid avansat imediat, după închiderea camerei de stingere, de $10^{-6}...10^{-7}$ Pa. Această presiune poate creşte, odată cu timpul, până la 10^{-2} Pa, valoare la care proprietăţile dielectrice sunt încă menţinute la limită. Se consideră că, pentru o durată de aproximativ 30 ani, camera de stingere poate fi menţinută în funcţiune dacă rata de creştere a presiunii este de 10^{-11}Pa•l/s, rată datorată numai pătrunderii gazelor în camera de stingere, fără a considera şi degajarea de gaze din interiorul camerii de stingere.

În vederea determinării ratei de creştere a presiunii se măsoară presiunea internă în camera de stingere în două etape, şi anume la o zi şi la 30 zile de la sertizare. Măsurarea presiunii se bazează pe efectul Penning [10.37] pe baza căruia în incinta închisă (camera de stingere) se creează simultan un câmp electric şi un câmp magnetic. În aceste condiţii electronii reziduali sunt obligaţi să execute, înainte de a ajunge la anod, o traiectorie lungă (cicloidă, elice). Prin aceasta probabilitatea de impact cu moleculele de gaz creşte considerabil, iar aceste molecule suferă o ionizare prin şoc în sensul obţinerii de noi electroni, care vor fi agitaţi pe traiectorii lungi şi de ioni pozitivi. Ionii pozitivi, cu masă mare, sunt vehiculaţi, în câmp electric, la anodul negativ. Câmpul magnetic are puţină influenţă asupra lor. În circuitul exterior se obţine un curent ionic, a cărui mărime depinde de numărul de molecule de gaz din incintă, deci de presiunea internă din incintă. O prezentare exhaustivă a deplasării purtătorilor de sarcină,

în câmp magnetic şi electric, este dată în lucrările [10.18] şi [10.25], în acord cu formula forţei Lorentz generalizate:

$$\mathbf{E} = q\,[\,\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}\,] \qquad (10.85)$$

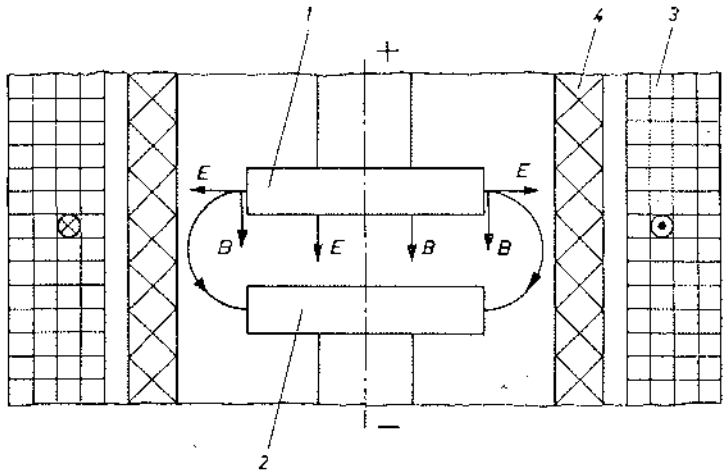


Fig. 10.63. Producerea efectului Penning:
1, 2 - piese de contact; *3* - bobină excitată de curent continuu; *4* - anvelopa camerii de stingere.

În fig.10.63 se prezintă un aranjament de producere a efectului Penning într-o cameră de stingere în vid. Între piesele de contact *1* şi *2* se aplică tensiunea *U*, care determină câmpul electric **E** orientat de geometria electrozilor. În acelaşi timp, camera de stingere este introdusă în bobina *3*, parcursă de curent şi care determină inducţia magnetică **B** în zona de exercitare a câmpului electric **E**. Există cel puţin două situaţii în care sunt îndeplinite condiţiile de agitare, pe traiectorii lungi, a electronului.

La periferia electrodului: dacă viteza v_0 a electronului are direcţia şi sensul din fig.10.64, electronul va descrie o cicloidă [10.18].

Între electrozi: dacă vectorii **E** şi **B** sunt orientaţi în acelaşi sens, iar viteza electronului v_0 are o componentă v_{0x}, după axa *x* şi o componentă v_{0z}, după axa z, electronul va urma traiectoria unei elice cu pasul mereu scurtat, ca în fig.10.65.

Schema electrică de principiu a instalaţiei folosită la măsurarea curentului ionic şi deci a presiunii în camera de stingere este dată [10.26] în fig.10.66,*a*. Camera de stingere *X* este plasată în interiorul bobinei *BM*, care produce (în interior) o inducţie magnetică de aproximativ 0,2 T. Camera de stingere *X*, fiind în poziţia deschis, este supusă brusc unei tensiuni de aproximativ 5 kV, cu ajutorul contactorului în vid *CIT*. Curentul ionic este măsurat cu miliampermetrul μA_2 şi cu osciloscopul cu memorie conectat la borna *OC*. Un exemplu de înregistrare este prezentat în oscilograma din fig.10.66, *b*. Instalaţia mai cuprinde modulul *MTP*

de testare a pragului de curent. În producţia de serie acest modul oferă o operativitate sporită faţă de măsurările pe oscilograf.

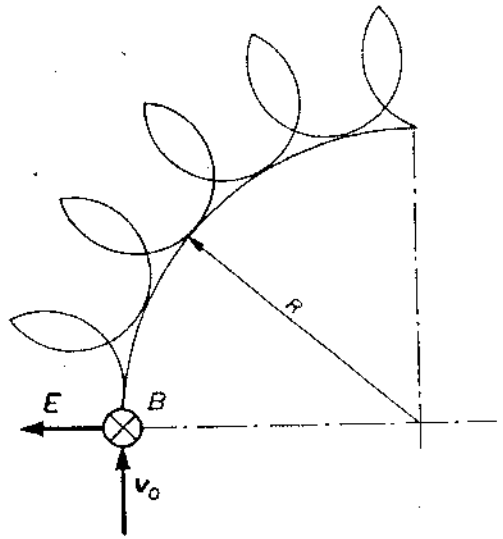


Fig. 10.64. Traiectorie sub formă de cicloidă.

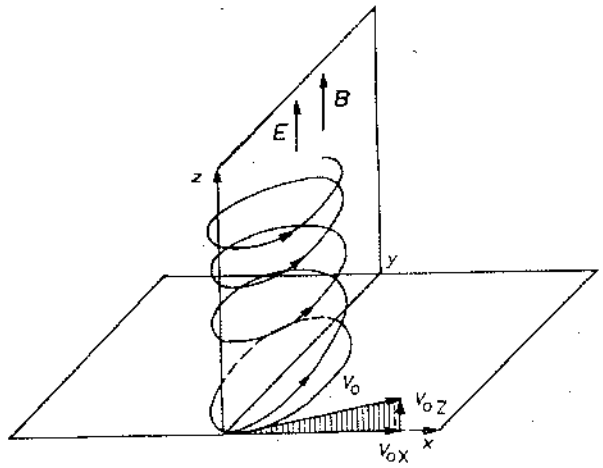


Fig. 10.65. Traiectorie sub formă de elice cu pasul mereu scurtat.

În acest scop se semnalizează optic depăşirea unui curent ionic selectat în prealabil în limitele 2 μA şi 800 μA. Modulul *MTP* este în esenţă un comparator inversor Schmitt-trigger. Semnalul util V_N se aplică rezistenţei *RM* de 4,32 kΩ la intrarea

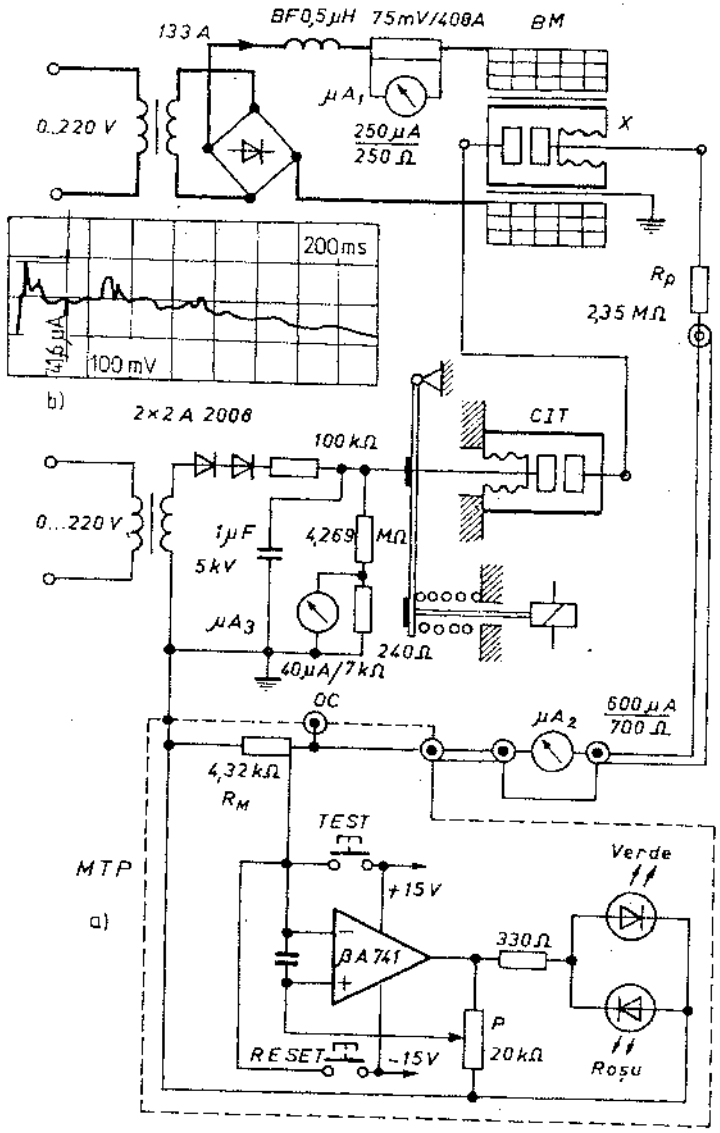


Fig. 10.66. Măsurarea curentului ionic:
a) schema electrică; *b)* oscilograma curentului ionic.

inversoare. Intrării neinversoare i se aplică semnalul cules de la cursorul potenţiometrului *P*. Amplitudinea acestui semnal V_p variază între limitele:

$$V_{p\,max} = \frac{R_{p1}}{R_{p1} + R_{p2}} U_{2max} \qquad (10.86)$$

$$V_{p\,min} = \frac{R_{p1}}{R_{p1} + R_{p2}} U_{2min} \qquad (10.87).$$

unde s-a notat: R_{p1}, R_{p2} - rezistenţele de divizare a potenţiometrului *P* (20 kΩ); U_{2max}, U_{2min} - tensiunea maximă (pozitivă) şi minimă (negativă) la ieşirea amplificatorului operaţional βA741. Tensiunea de diferenţă $U_D = V_P - V_N$, după semnul ei, determină basculareа semnalului de ieşire între limitele U_{2max} şi U_{2min}. Dioda luminescentă de culoare verde va conduce (emite lumină) dacă nu s-a depăşit pragul de curent, iar dioda roşie rămâne stinsă. La depăşirea pragului de curent dioda roşie emite lumină, iar dioda verde se stinge. Dispozitivul *MTP* este etalonat ca $i = f(n)$, unde *i* este intensitatea curentului ionic, iar *n* este numărul de diviziuni al potenţiometrului *P*. Cu butonul *TEST* se verifică funcţionarea *MTP*, iar cu butonul *RESET* se readuce în stare de funcţionare.

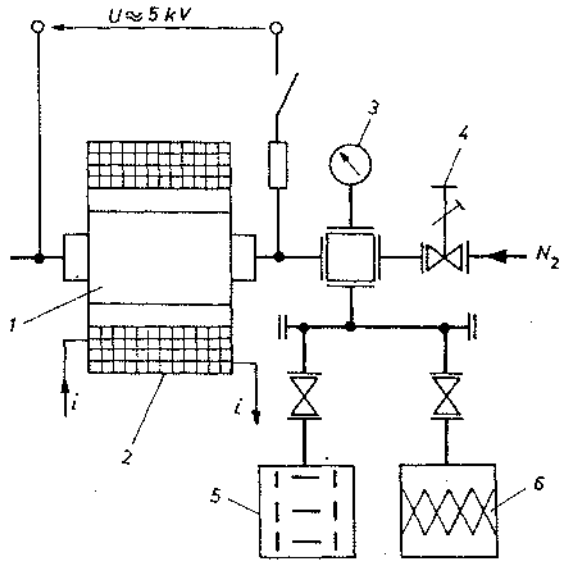


Fig. 10.67. Schiţa instalaţiei de etalonare $p = f(i_{ionic})$:
1 - cameră de stingere; *2* - bobină; *3* - vacuummetru de ionizare; *4* - ventil de dozare; *5* - pompă ionică; *6* - pompă de adsorbţie.

Curba de dependenţă a presiunii interne în funcţie de curentul ionic se stabileşte pentru fiecare tip constructiv de cameră de stingere cu ajutorul unei instalaţii schiţate în fig.10.67. O cameră de stingere nesertizată este adusă la

presiunea dorită (între 10^{-7}Pa şi 10^{-2}Pa) cu ajutorul ventilului de dozare *4* şi în acelaşi timp suferă tratamentul prevăzut prezentat în fig.10.66 [10.15, 10.31].

Notă. Pentru înţelegerea funcţionării instalaţiilor schiţate în fig.10.59 şi 10.67 şi a procesului tehnologic al fabricaţiei aparatelor de comutaţie în vid este oportun a se urmări anexele: A.10.1. Funcţionarea pompelor statice de vid; A.10.2. Vacuummetre; A.10.3. Spectrometrul de masă; A.10.4. Detectorul de găuri.

10.6. Siguranţe fuzibile de înaltă tensiune

Siguranţa fuzibilă de înaltă tensiune poate înlocui, în multe situaţii, cu efect economic important, întreruptorul de putere şi este definită ca *aparat de protecţie* împotriva suprasarcinilor şi scurtcircuitelor, efectul de întrerupere a circuitului realizându-se prin topirea unui sau mai multor elemente (fire, benzi) dimensionate corespunzător.

Schiţa de construcţie a unei siguranţe fuzibile de înaltă tensiune este prezentată în fig.10.68. În interiorul anvelopei *5* se află benzile (sau firele) fuzibile de argint dispuse liniar sau în elice (reperul *6*) într-un mediu de nisip de cuarţ (granulaţie 0,2...0,3 mm), între piesele de capăt *4* şi *9*.

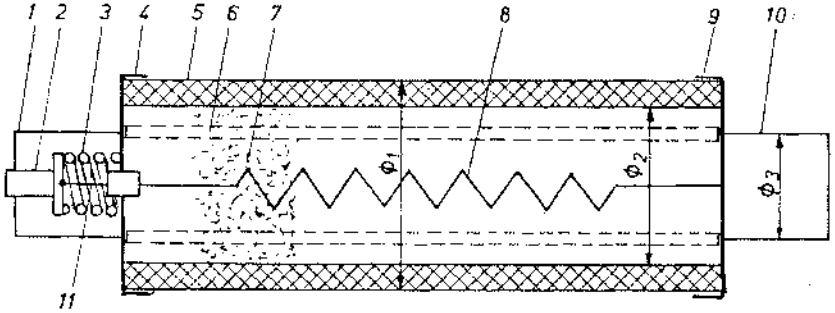


Fig. 10.68. Schiţa de construcţie a unei siguranţe fuzibile de înaltă tensiune:
1, 10 - piese de contact; *2* - buton indicator de funcţionare; *3* - resort; *4, 9* - piese de capăt; *5* - anvelopă de porţelan sau textură sintetică; *6* - bandă fuzibilă; *7* - nisip de cuarţ; *8* - fir de alamă; *11* - fir de oţel.

10.6.1. Funcţionarea la scurtcircuit

La trecerea, prin siguranţa fuzibilă, a unui curent de scurtcircuit, topirea este iniţiată în zonele *A*, în care aria secţiunii transversale este diminuată, după

cum se vede în fig.10.69. Arcul electric se dezvoltă în nisip de cuarţ, iar în locul ocupat de elementele fuzibile se formează "omizi" de nisip sinterizat, ca în fig.10.70. Teoria limitării curentului de scurtcircuit rămâne cea prezentată în § 9.3.1, pentru siguranţele de joasă tensiune.

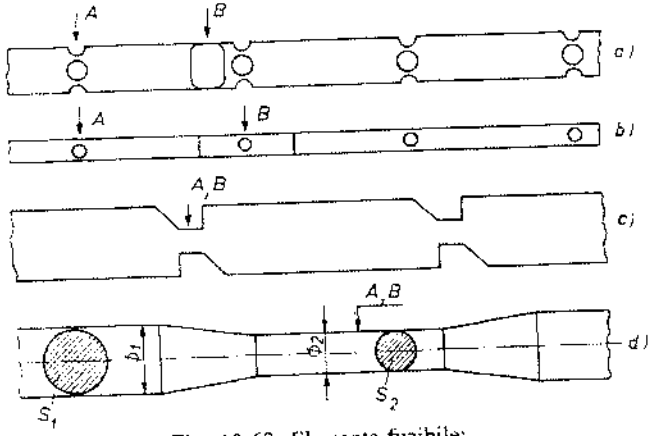


Fig. 10.69. Elemente fuzibile:
a, b) benzi cu aliaj eutectic; *c)* bandă cu secţiune diminuată progresiv; *d)* fir cu secţiune variabilă cu trunchiuri de con.

Fig. 10.70. Suport ceramic cu omizi din nisip sinterizat.

10.6.1.1. Supratensiunea de comutaţie. În fig.10.71,*a* este prezentată schema electrică simplificată necesară exemplificării funcţionării la scurtcircuit a siguranţei fuzibile *SF*. Parametrii reţelei sunt L_r , R_r , C_p , iar impedanţa receptorului scurtcircuitat este Z_r. În fig.10.71, *b* sunt trasate diagramele de tensiuni şi curenţi, cu explicaţiile din legendă. Procesul formării supratensiunii de comutaţie se aplică pe baza ecuaţiei de funcţionare a schemei din fig.10.71,*a*, considerând că rezistenţa echivalentă R_r este mult mai mică decât rezistenţa echivalentă a arcului electric şi apoi a "omizii" incandescente din siguranţă:

$$u_s = L\frac{di}{dt} + R_a i_a = L\frac{di}{dt} + u \qquad (10.86)$$

În această ecuaţie se consideră trei etape reprezentative :
Etapa 1, în care curentul i este crescător în timp, iar tensiunea sursei u_s

este mai mare decât tensiunea u a arcului electric, formată din suma tensiunilor de arc elementare, între picăturile de metal lichid. Numărul de picături de metal topit este relativ mic şi, corespunzător, şi tensiunea de arc este redusă. Relaţiile care caracterizează această etapă sunt:

$$\frac{di}{dt} > 0 \; ; \; u_s > u \; ; \; u = u_s - L\frac{di}{dt} \tag{10.87}$$

Etapa 2 poate fi considerată punctuală, curentul i ajunge la valoarea maximă i_l (de limitare). Numărul de picături de lichid şi de arcuri electrice elementare este cel mai mare, iar relaţiile sunt:

$$\frac{di}{dt} = 0 \; ; \; u = u_s \tag{10.88}$$

Etapa 3 este caracterizată prin valori descrescătoare ale curentului, iar tensiunea arcului electric este mai mare decât tensiunea sursei. Tensiunea suplimentară a arcului electric este de autoinducţie, iar energia suplimentară corespunzătoare provine din energia câmpului magnetic. Relaţiile corespunzătoare sunt:

$$\frac{di}{dt} < 0 \; ; \; u = \overbrace{u_s - L\frac{di}{dt}}^{termen\ pozitiv} \tag{10.89}$$

Aceasta este etapa de formare a supratensiunii de comutaţie de amplitudine $\hat{u}$. Procesul formării supratensiunii de comutaţie se poate scoate în evidenţă, în mod simplu, dacă se admite că evoluţia curentului, cu pantă negativă, este liniară de forma:

$$i = i_l\left(1 - \frac{t}{t_a}\right) \tag{10.90}$$

unde t_a este durata de ardere a arcului electric. Ecuaţia (10.89) se transformă în

$$u = u_s - L\frac{d}{dt}\left[i_l\left(1 - \frac{t}{t_a}\right)\right] = u_s + \frac{Li_l}{t_a} \tag{10.91}$$

Cantitatea

$$U = \frac{Li_l}{t_a} \tag{10.92}$$

cu care tensiunea u depăşeşte valoarea de vârf a tensiunii sursei se numeşte supratensiune de comutaţie şi este direct proporţională cu durata arcului electric. Valoarea de vârf a tensiunii de comutaţie solicită izolaţia nu numai a siguranţei fuzibile, ci şi a întregii instalaţii electrice, şi de aceea - prin recomandările CEI, publicaţia 282 - 1, în concordanţă cu normele de coordonare a izolaţiei - valoarea u este limitată prin raportul:

$$k = \frac{\hat{u}}{\frac{U_n\sqrt{2}}{\sqrt{3}}} \le 3{,}8 \tag{10.93}$$

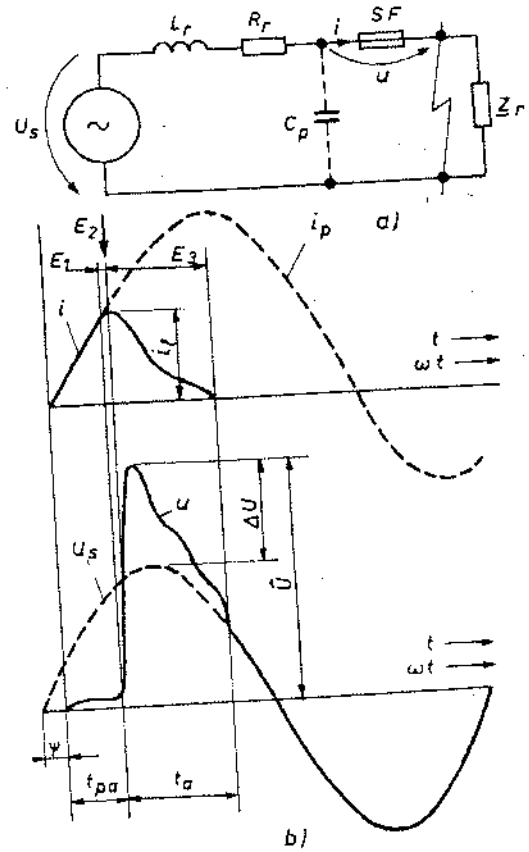


Fig. 10.71. Funcţionarea la scurtcircuit:
a - circuit echivalent; *b* - diagrame de curent şi tensiune;
ψ - unghi de comutaţie; t_{pa} - durata pre arc; t_a - durata arcului electric; u_s - tensiunea sursei;
u - tensiunea la bornele siguranţei; i - curentul prin siguranţă; i_p - curentul prezumat.

10.6.1.2. Comentarii asupra relaţiilor (10.92) şi (10.93). La valori mici ale curentului nominal (I_n = 6,3...25A) şi curentul limitat este mic şi ca urmare relaţia (10.93) poate fi îndeplinită. Soluţia constructivă pentru banda fuzibilă este ca în fig.10.69,*a* şi *b*. În secţiunea diminuată A se iniţiază arcul electric de scurtcircuit, iar în zona cu aliaj eutectic B se iniţiază arcul electric la curent de

suprasarcină.

La valori mari ale curentului nominal (100...200A) curentul limitat este mare în valoarea absolută şi ca urmare singura soluţie pentru satisfacerea relaţiei (10.93) este de a creşte durata t_a a arcului electric, observând, în relaţia (10.92), că inductivitatea L este o proprietate a reţelei (mărime constantă). În scopul menţionat aria secţiunii transversale a elementului fuzibil (bandă sau fir) este variabilă în lungul ei, cum se vede în fig.10.69, c (bandă) şi *d* (fir). În primul caz diminuarea secţiunii este progresivă şi modulară. În cel de-al doilea caz există o zonă centrală de arie S_2 diminuată şi o altă secţiune S_1, spre cele două extremităţi ale firului, astfel că $S_2 \approx 0{,}6\ S_1$. Arcul electric apare mai întâi în secţiunea cu arie diminuată şi apoi se extinde ca lungime şi durată în segmentele cu arie mai mare.

Notă. Tensiunea *u* poate avea şi un uşor caracter oscilant, având în vedere capacitatea parazită C_p şi inductivitatea L_r. Pe durata arcului electric în siguranţa fuzibilă şi a formării "omizii" de nisip sinterizat rezistenţa electrică a intervalului între bornele siguranţei fuzibile creşte. Această rezistenţă este de natură să amortizeze puternic procesul oscilant.

10.6.1.3. Semnalizarea funcţionării. Se face referire la fig.10.68. În zona centrală se află firul de alamă *8*, care se continuă cu firul de oţel *11*. Curentul derivat prin firul de alamă *8* este neglijabil faţă de curentul care trece prin elementele fuzibile. De aceea, după topirea elementelor fuzibile *6*, se va topi şi firul *8* şi apoi firul *11*. În acest mod se eliberează energia acumulată în resortul *3*, iar butonul *2* va executa o mică cursă în afara piesei de contact *1*.

10.6.2. Funcţionarea la suprasarcină

Curentul de suprasarcină $(1{,}05...10)I_n$ nu mai este limitat ca amplitudine de siguranţa fuzibilă, durata t_{pa} fiind mai mare de 10 ms (la frecvenţa de 50 Hz), dar se observă o dependenţă între durata de acţionare şi valoarea efectivă a curentului de suprasarcină, pentru diferite valori ale curentului nominal, ca în fig.10.72.

Calculul *caracteristicii de suprasarcină* este posibil cu ajutorul calculatorului. În acest scop, se stabileşte o reţea termică echivalentă pe care se rezolvă ecuaţia transmiterii căldurii [10.1]. Pentru a efectua calculele preliminare şi a observa sensul în care trebuie corectate prototipurile realizate, se foloseşte reţeaua termică simplificată din fig.10.73. Din motive de simetrie, se consideră numai o jumătate din elementul înlocuitor al siguranţei fuzibile. Punctul cel mai cald al firului fuzibil s-a notat cu *A*, iar *B* este un punct din mediul ambiant.

Pentru a scrie ecuaţia regimului termic se fac următoarele notaţii:

R_t - rezistenţa termică globală între punctele *A* şi *B*;

R_{t1} - rezistenţa termică între cilindrul echivalent de înfăşurare a firelor fuzibile şi anvelopa de porţelan;
R_{t2} - rezistenţa termică a anvelopei de porţelan;
R_{t3} - rezistenţa termică între anvelopa de porţelan şi mediul ambiant;
R_{t4} - rezistenţa termică a firelor fuzibile între punctul cald şi armătura de contact;
R_{t5} - rezistenţa termică între firele fuzibile şi armătura de contact;
R_{t6} - rezistenţa termică între armătura de contact şi mediul ambiant;
c_1 - căldura specifică volumică a firului fuzibil;
V_1 - 0,5 din volumul firelor fuzibile;
c_2 - căldura specifică volumică a suportului ceramic;
V_2 - volumul suportului ceramic;
c_3 - căldura specifică a nisipului de cuarţ;
V_3 - volumul nisipului de cuarţ din interiorul suportului ceramic.

La apariţia unei suprasarcini, procesul este reletiv lent şi deci se poate face ipoteza că firele fuzibile, suportul ceramic şi nisipul din interiorul suportului ceramic urmăresc aceeaşi temperatură. Se scrie bilanţul termic de energii pe durata d*t*:

$$RI^2 dt = (c_1V_1 + c_2V_2 + c_3V_3)d\theta + \frac{\theta}{R}dt \qquad (10.94)$$

Rezistenţa electrică a firelor în paralel pe jumătate din lungimea lor este $R = R_{ma}(1 + \alpha_r\theta)$, unde R_{ma} este rezistenţa la temperatura mediului ambiant. Se observă că rezistenţa termică globală are ca expresie:

$$R_t = \frac{R_A R_B}{R_A + R_B} \qquad (10.95)$$

cu notaţiile:

$$R_A = R_{t1} + R_{t2} + R_{t3} \qquad (10.96)$$

$$R_B = \frac{R_{t4}R_{t5}}{R_{t4} + R_{t5}} + R_{t6} \qquad (10.97)$$

Ecuaţia (10.94) devine:

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{1 - R_{ma}R_t\alpha_R I^2}{R_t cV}\theta = \frac{R_{ma}I^2}{cV} \qquad (10.98)$$

unde $cV = c_1V_1 + c_2V_2 + c_3V_3$

Soluţia ecuaţiei diferenţiale (10.98) este:

$$\theta = \frac{R_{ma}R_tI^2}{1 - \alpha_R R_{ma}R_tI^2}\left[1 - \exp\left(-\frac{1 - \alpha_R R_{ma}R_tI^2}{cVR_t}t\right)\right]$$

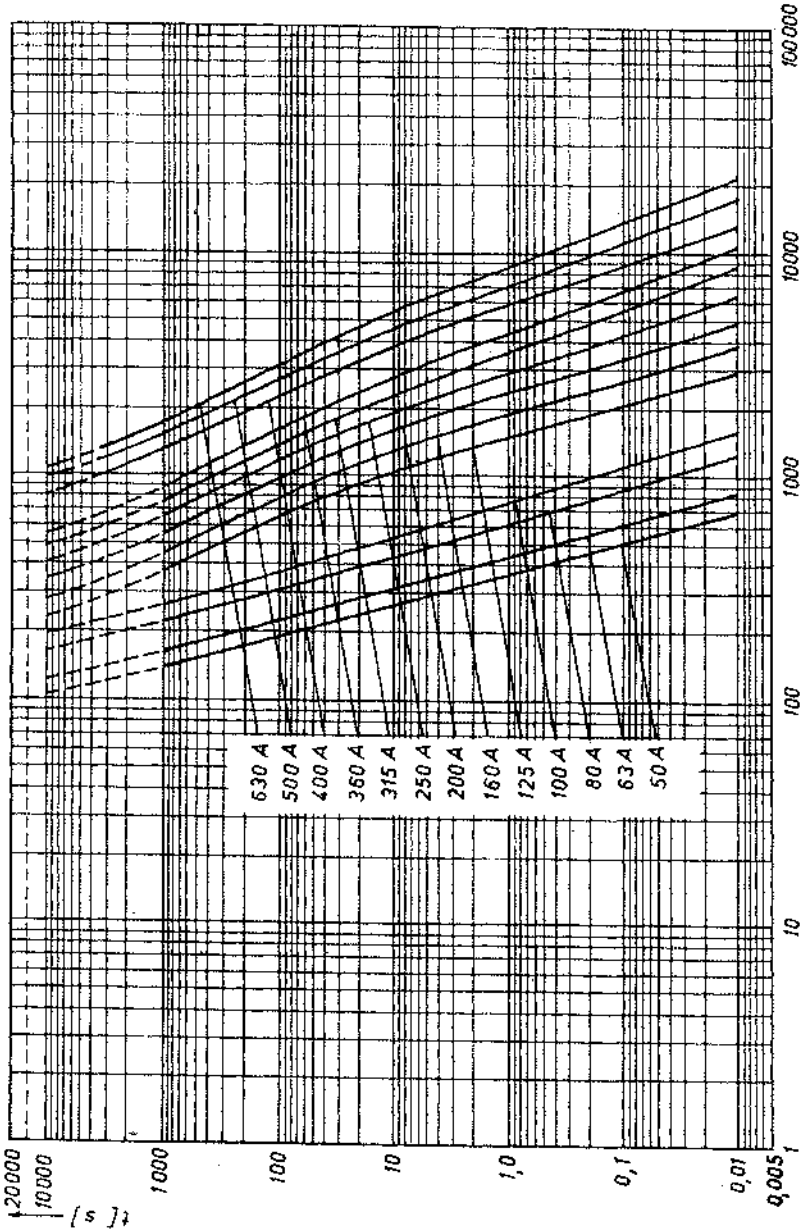


Fig. 10.72. Caracteristici timp - curent pentru siguranțe tip "motor" de 3,6 și 7,2 kV (GEC).

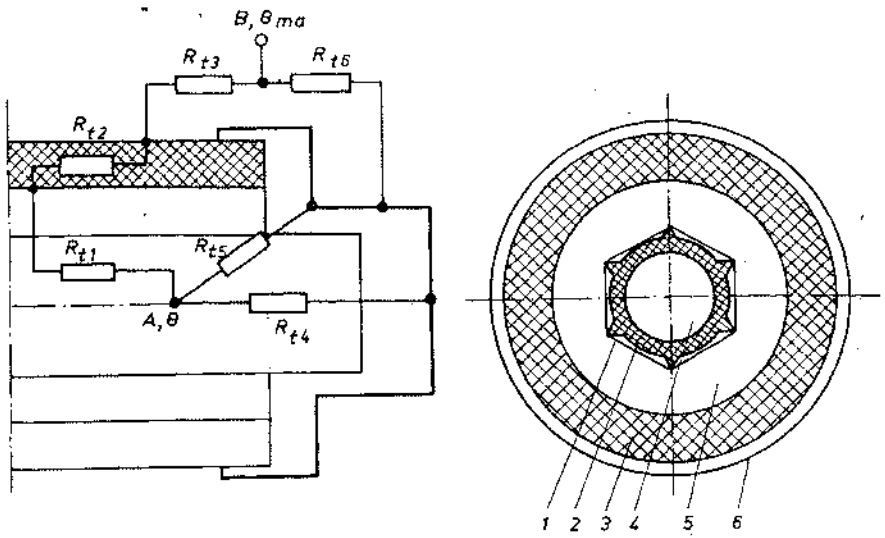


Fig. 10.73. Relativ la calculul caracteristicii de suprasarcină:
1 - fir fuzibil; *2* - suport ceramic; *3* - anvelopă de steatit; *4, 5* - umplutură de nisip de cuarț; *6* - piesă frontală pentru contact.

cu notațiile:

$$\frac{R_{ma}R_f I^2}{1-\alpha_R R_{ma} R_f I^2} = \theta_{max} \tag{10.99}$$

$$\frac{cVR_t}{1-\alpha_R R_{ma} R_s I^2} = T \tag{10.100}$$

se obține ecuația generală a încălzirii:

$$\theta = \theta_{max}\left(1 - e^{-\frac{1}{T}}\right) \tag{10.101}$$

Caracteristica de suprasarcină se trasează observând că pentru fiecare valoare dată lui I se obține o valoare θ_{max} și că, din relația (10.101), se scoate pentru θ_{max} dat valoarea timpului de topire, adică de acționare a siguranței:

$$t_a = T \ln \frac{\theta_{max}}{\theta_{max} - \theta_a} \tag{10.102}$$

Supratemperatura de acționare θ_a determină fuziunea firelor care, în majoritatea construcțiilor, sunt din argint în cazul siguranțelor fuzibile de înaltă tensiune.

În cazul siguranțelor fuzibile de curent mic (6,3...25A), θ_a este supratemperatura corespunzătoare fuziunii aliajului depus pe banda fuzibilă. Spre exemplu, dacă aliajul se topește la $\theta_t = 300°C$ și temperatura mediului ambiant este $\theta_{ma} = 40°C$, rezultă $\theta_a = 300 - 40 = 260$ grd.

Caracteristica de suprasarcină se adaptează la regimul termic al obiectului protejat. În cazul electromotoarelor de înaltă tensiune convine o caracteristică de suprasarcină mai dreaptă (la scară logaritmică), ca în fig.10.72.

Notă: Curbele de protecție la suprasarcină din fig.10.72 reprezintă valori medii ale unor valori individuale care pot să difere, pentru un curent dat cu ±10% față de valoarea medie. Pentru asigurarea unei protecții selective, în cazul a două siguranțe fuzibile așezate într-o rețea arborescentă, este necesar să se țină seama de dispersia menționată.

10.6.3. Definiții și performanțe

În vederea aprecierii performanțelor și a calculului siguranțelor fuzibile de înaltă tensiune, următoarele definiții sunt utile:

* *Curentul minim de topire* I_{mt} este cea mai mică valoare efectivă a curentului care determină topirea siguranței, după un timp extrem de mare.

* *Curent nominal* I_n este ceva mai mic decât curentul minim de topire

$$I_{mt} = (1,3...2)I_n \tag{10.103}$$

și poate fi suportat o durată infinit mai mare fără ca siguranța să se topească.

* *Curent prezumat* I_p este curentul de scurtcircuit care apare în locul amplasării siguranței, dacă aceasta ar fi înlocuită cu o bară conductoare de impedanță nulă.

* *Putere de rupere* S_r este dată de expresia convențională

$$S_r = \sqrt{3} U_n I_p \tag{10.104}$$

unde U_n este tensiunea nominală.

* *Integrala Joule* prearc (fig.10.71):

$$\mathfrak{I}_{pa} = \int_0^{t_{pa}} i^2 dt \tag{10.105}$$

* *Integrala Joule de funcționare* (fig.10.71):

$$\mathfrak{I}_f = \int_0^{t_f} i^2 dt \tag{10.106}$$

unde $t_f = t_{pa} + t_a$.

* *Timpul virtual de fuziune* (până la apariția arcului electric)

$$t_{vpa} = \frac{\int_0^{t_{pa}} i^2 dt}{I^2} \tag{10.107}$$

unde I este valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit.

* *Timpul virtual de funcționare*:

$$t_{vf} = \frac{\int_0^{t_f} i^2 dt}{I^2} \tag{10.108}$$

Performanțele unei serii normale de siguranțe de înaltă tensiune de construcție BBC [10.14] sunt date în tabelul 10.5.

Tabelul 10.5

Serie normală de siguranțe fuzibile

Tensiune nominală U_n [kV]	3,6	7,2	12	17,5	24	36
Curent nominal I_n [kA]	4 -200	4 -200	4 -200	4 -200	4 -200	4 -200
Putere de rupere [MVA]	500	850	1000	1000	1000	1000

10.6.4. Scheme de protecție și comutație

În aceste scheme siguranța fuzibilă de înaltă tensiune este folosită în special la protecția împotriva scurtcircuitelor. Exemple tipice de folosire sunt prezentate după cum urmează:

* fig.10.74,*a*, la protecția reductorelor de tensiune;

* fig.10.74,*b*, la protecția transformatoarelor de putere mică; protecția împotriva suprasarcinilor este preluată de întreruptorul de putere, pe partea de

joasă tensiune;

* fig.10.74,*c*, la protecţia motoarelor de înaltă tensiune. Protecţia împotriva suprasarcinilor este preluată de un contactor în vid acţionat de un releu termic plasat în secundarul unui reductor de curent;

* fig.10.75, într-un post de transformare cu un singur întreruptor de putere pe partea de înaltă tensiune. Fiecare transformator este echipat cu câte o siguranţă fuzibilă-separator pe partea de înaltă tensiune şi întreruptor de putere pe partea de joasă tensiune;

* fig.10.44 în combinaţie cu separatorul de sarcină.

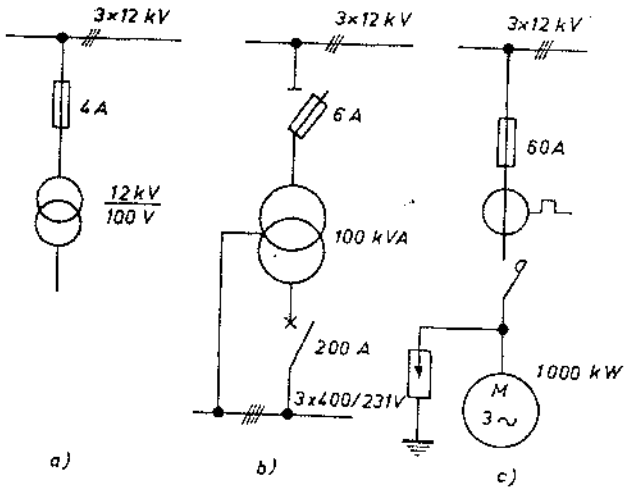


Fig. 10.74. Utilizarea siguranţelor fuzibile:
a) pentru protecţia reductorului de tensiune; *b)* pentru protecţia unui transformator de mică putere; *c)* pentru protecţia unui motor în combinaţie cu un contactor în vid.

10.6.5. Calculul preliminar

În cele ce urmează se prezintă un calcul preliminar pentru o siguranţă fuzibilă de uz general (linii electrice). Pentru realizarea unui prototip este necesar să se folosească tehnica modernă de calcul şi să se treacă, după realizare, la numeroase experimentări în vederea stabilirii caracteristicilor de protecţie la scurtcircuit şi suprasarcină ş.a.

La efectuarea calculului preliminar al unei siguranţe fuzibile de înaltă tensiune se ţine seamă de următoarele condiţii tehnice:

a) intensitatea nominală a curentului;

b) tensiunea nominală;

c) capacitatea de rupere prezumată;

d) supratemperatura elementelor fuzibile în regim permanent;

e) supratemperatura anvelopei de protecţie;

f) supratemperatura contactelor.

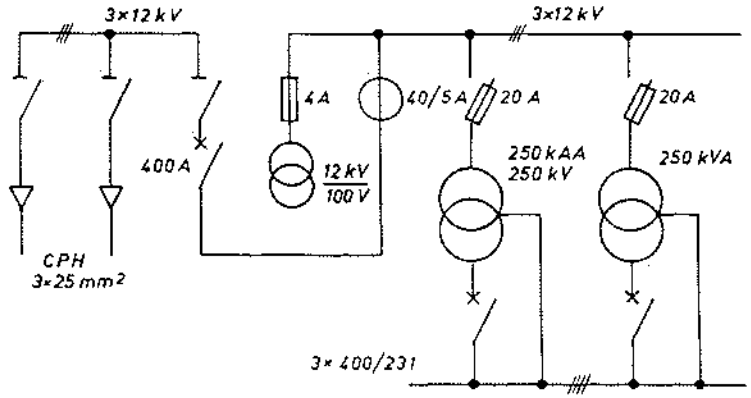


Fig. 10.75. Post de transformare cu un singur întreruptor.

Lungimea firului fuzibil este determinată de tensiunea nominală de serviciu. Pentru ca arcul electric să fie stins în nisip de cuarţ, este necesar ca intensitatea câmpului electric să fie cel puţin $E = 350$ V/cm, arcul electric urmărind traseul firului fuzibil. Limitând valoarea supratensiunii la $2\hat{U}_n$, rezultă lungimea l a unui fir:

$$l = \frac{2\hat{U}_n}{E} \qquad (10.109)$$

După Babicov [10.9], lungimea firului mai poate fi determinată cu relaţia verificată experimental:

$$l = (160 + 70U_n) \quad [\text{mm}] \qquad (10.110)$$

unde U_n, în kV reprezintă valoarea efectivă a tensiunii nominale.

Numărul de fire se determină astfel ca diametrul unui fir să fie în general de ordinul 0,2...0,4 mm, ceea ce permite o cedare de căldură mai bună. Astfel pentru un curent nominal de 40 A se admit 4 - 5 fire în paralel.

Diametrul unui fir fuzibil de argint, pentru un fir aşezat în aer liniştit, se determină prin relaţia stabilită experimental de Baxter [10.10]:

$$I_{mt} = 19{,}3\, d + 25{,}03\, d^{1{,}49} \qquad (10.111)$$

unde I_{mt}, exprimat în A, este curentul minim de topire, adică cel mai mic curent care produce topirea fuzibilului după un timp foarte mare, iar d este diametrul

firului în mm. În cazul firului spiralizat așezat în nisip de cuarț, transmisia căldurii nu mai are loc prin convecție, ci prin conducție și radiație, ținând seama că între granulele de nisip mai există interstiții cu aer. Relația lui Baxter, modificată pentru a face față noilor condiții, este:

$$I_{mt} = 30{,}6\,d + 38{,}9\,d^{1{,}5} \tag{10.112}$$

Curentul nominal al unui fir este ceva mai mic decât curentul minim de topire:

$$I_{minn} = k_i I_n \tag{10.113}$$

unde coeficientul $k_i = 1{,}3...2$.

Temperatura cea mai ridicată a firului și a suportului ceramic se admite $\theta_{max} = 165°C$. Din cauza dezvoltării construcției după direcția axială, se neglijează căldura transmisă de părțile frontale ale siguranței.

În regim staționar căldura dezvoltată în firele de argint este transmisă integral prin suprafața exterioară a anvelopei de porțelan, adică:

$$P = \pi D L p_s = m\sum_{i=1}^{n} \rho_{20}(1 + \alpha_R \theta_i)\frac{l_i}{A_i} I_n^2 \tag{10.114}$$

unde: p_s este puterea specifică disipată (0,1...0,15) W/cm^2;
D - diametrul exterior al anvelopei de porțelan;
L - lungimea anvelopei de porțelan;
m - numărul firelor în paralel;
n - numărul segmentelor de fir de diametru diferit;
α_R - coeficientul de temperatură al rezistivității;
θ_i - supratemperatura unui segment de fir;
A_i - aria secțiunii transversale a unui segment;
l_i - lungimea unui segment.

Supratemperatura θ_2 a anvelopei la suprafața periferică se determină dacă se cunoaște transmisivitatea α a căldurii la suprafața anvelopei, adică:

$$P = \alpha \pi D L \theta_2 \tag{10.115}$$

unde se poate lua $\alpha = 11$ W/grd.m^2.

Temperatura la suprafața anvelopei rezultă $\theta_s = \theta_2 + \theta_{ma}$, unde temperatura mediului ambiant $\theta_{ma} = 40°C$.

Variația de secțiune în lungul firului nu trebuie să fie excesivă, deoarece se urmărește ca firul să se topească în întregime și la valori mai mici ale curentului.

În tabelul 10.6 se prezintă o aplicație numerică pentru o siguranță fuzibilă (element înlocuitor) cu datele: $U_n = 35$ kV, $I_n = 40$ A, $S_r = 800$ MVA, $f = 50$ Hz.

Tabelul 10.6

Calculul preliminar al unei siguranțe fuzibile de 35 kV, 40 A

Nr. crt.	Relația de calcul	Rezultatul
1.	Lungimea firului fuzibil se calculează cu relația (10.109): $l = 2\frac{\hat{U}}{E}$ cu $E = 350$ V/cm, în mediu nisip de cuarț.	$l = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot 35000}{350} = 282$ cm
2.	Numărul n de fire în paralel se alege după criterii tehnologice.	$n = 5$
3.	Diametrul minim al firului fuzibil, pentru o siguranță în două trepte cu racord conic, se determină în primă etapă cu relația (10.112): $I_{mt} = 30{,}6\,d + 38{,}9\,d^{1.5}$ unde I_{mt} este dat de relația (10.113) $I_{mt} = k_i I_n$	Ecuația (10.112) se rezolvă numeric și se obține: $d = 0{,}34$mm; $A = \frac{\pi 0{,}34^2}{4} = 0{,}0912$ mm^2 $I_{mt} = 2\frac{40}{5} = 16$ A
4.	Puterea disipată de firele fuzibile, în ipoteza că diametrul minim are lungimea 0,3 l și raportul secțiunilor este 1,5, conform relației (10.114) transformată este: $P = \frac{1}{m}\rho_{20}(1 + \alpha_R\theta_i)\frac{l}{A}\left(\frac{1}{3} + \frac{2}{3.1{,}5}\right)I_n^2$ pentru argint $\rho_{20} = 1{,}64\ 10^{-6}$ Ωcm. Se acceptă $\theta_i = 145$ °C.	$P = \frac{1}{5} \cdot 1{,}64 \cdot 10^{-6}(1 + 4{,}42 \times 10^{-3} \times$ $\times 145 \cdot \frac{282 \cdot 0{,}775}{0{,}0912 \cdot 10^{-2}} \times 40^2 = 206$ W
5.	Pentru tensiunea nominală de 35 kV, se alege după modelele existente lungimea anvelopei de porțelan $L = 590$ mm; $p_s = 0{,}14$ W/cm^2 $D = \frac{P}{\pi \cdot 59 \cdot 0{,}14}$	$D = \frac{206}{\pi \cdot 59 \cdot 0{,}14} = 7{,}93$ cm se alege diametrul $D = 76$ mm

6.	Supratemperatura medie a anvelopei la suprafaţa periferică de contact cu aerul conform relaţiei (10.115) este $\theta = \frac{P}{\alpha_g DL}$ cu $\alpha_g = 11$ W/m^2°C. În realitate, pe porţiunea unde firul fuzibil este mai subţire, încălzirea este mai mare.	$\theta = \frac{206}{11 \cdot \pi \cdot 0{,}076 \cdot 0{,}59} = 133$°C

FUNCŢIONAREA POMPELOR STATICE DE VID

ANEXA 10.1

Există o multitudine de principii de funcţionare şi corespunzător soluţii constructive pentru pompele de vid. În cele ce urmează se vor prezenta pompele care, pentru funcţionarea lor, nu folosesc uleiul mineral, ceea ce ar putea infesta cu vapori de ulei incintele vidate.

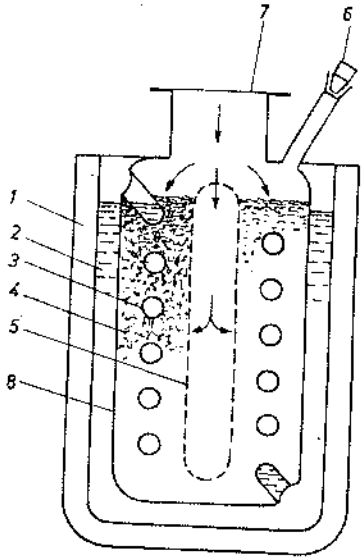


Fig. A.10.1. Schiţa de construcţie a unei pompe de adsorbţie:
1 - vas Dewar; *2* - azot lichid; *3* - serpentină cu azot lichid; *4* - zeolit (granule); *5* - sită; *6* - dop de siguranţă; *7* - racord la instalaţia de vidat; *8* - vas din oţel inoxidabil.

a) **Pompa de adsorbţie.** Este o pompă de vid preliminar. Principiul de funcţionare constă în folosirea unor materiale adsorbante cu o porozitate foarte mare şi care fixează, prin forţe Van der Waals, *particulele adsorbite* de *adsorbant*. Cantitativ capacitatea de adsorbţie a adsorbantului este dată de relaţia:

$$K_a = \frac{A\,[\mathrm{m}^2]}{m\,[\mathrm{kg}]} \approx 10^6 \frac{[\mathrm{m}^2]}{[\mathrm{kg}]} \qquad \text{(A10.1)}$$

şi are semnificaţia raportului între suprafaţa adsorbantului şi masa de gaz adsorbită.

Din punct de vedere practic, ca adsorbant se folosesc materiale sintetice, şi anume *silicaţi de aluminiu, calciu, sodiu* sub formă de granule sferice sau de tuburi cilindrice cu dimensiunea lineară de 3...5 mm şi dimensiunea unui por de ordinul 1,5 nm.

Schiţa de construcţie a unei pompe de adsorbţie este dată în fig. A10.1. În vasul *8*, din oţel inoxidabil, este introdus materialul adsorbant (zeolit). Vasul *8* este plasat în interiorul altui vas *1* de tip Dewar, în care se află azot lichid. Serpentina *3* asigură răcirea materialului adsorbant în toată masa sa. Pentru regenerarea materialului adsorbant se înlătură vasul Dewar *1*, iar vasul *8* se introduce

într-o manşetă încălzită electric. Prin încălzire la 200...250°C particulele de gaz se eliberează de adsorbant. Dopul de siguranţă *6* este folosit pentru aerisirea pompei în faza de încălzire. Eficienţa pompei, după cum arată fig. A10.2, creşte considerabil cu modul de funcţionare "răcire cu azot lichid" la temperatura de -195 °C.

Notă. Pompa de adsorbţie, împreună cu pompa cu efect de getter fac parte din categoria pompelor de *sorbţie*.

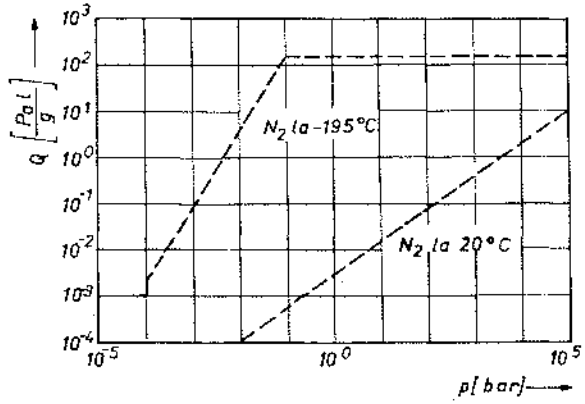


Fig. A.10.2. Capacitatea pompei de adsorbţie la -195°C (azot lichid) şi la 20°C.

Presiunea realizată de pompa de sorbţie este $p \geq 10^{-3}$ bar şi deci în tehnica vidului avansat este considerată ca o pompă de vid preliminar. De asemenea o construcţie asemănătoare cu aceea prezentată în fig. A.10.1 poate servi drept *capcană* pentru o pompă de vid preliminar de tip rotativ sau de difuzie, la care se foloseşte în funcţionare uleiul mineral.

b) **Pompa ionică de tip diodă.** Această pompă funcţionează pe baza *principiului Penning* asociat cu efectul de getter al elementului titan. În fig. A.10.3 este schiţată o secţiune printr-o celulă a unei pompe ionice. Anodul, în secţiune transversală de formă circulară sau hexagonală (celulă în fagure), primeşte faţă de masă potenţialul +6 kV. Între plăcile catod K_1 şi K_2 şi anodul A se stabileşte un câmp electric. În acelaşi timp volumul celulei este supus şi unui câmp magnetic (N,S) cu ajutorul unor magneţi permanenţi, de inducţie aproximativ 0,2 T. Sub acţiunea ionizatorilor naturali[1)] vor exista, iniţial, un număr de electroni şi ioni pozitivi obţinuţi prin disocierea atomilor neutri. Sub acţiunea simultană a câmpurilor electric şi magnetic, electronul se agită puternic în sensul parcurgerii unei traiectorii (cicloidă, elice etc.) mult prelungite, înainte de a ajunge la anod. Traiectoria prelungită creşte probabilitatea impactului cu molecula de gaz neutru şi deci probabilitatea ionizării prin şoc; alţi electroni vor fi generaţi ş.a.m.d. Ionii pozitivi, cu masă mai mare decât a electronilor, nu sunt influenţaţi, ca traiectorie, de câmpul magnetic şi vor fi antrenaţi spre catoda de *titan*, după o traiectorie aproape liniară. Impactul ionilor pozitivi cu catodul conduce la două procese:

[1)] Vezi vol. I, cap. 7, Arcul electric în aparatele de comutaţie.

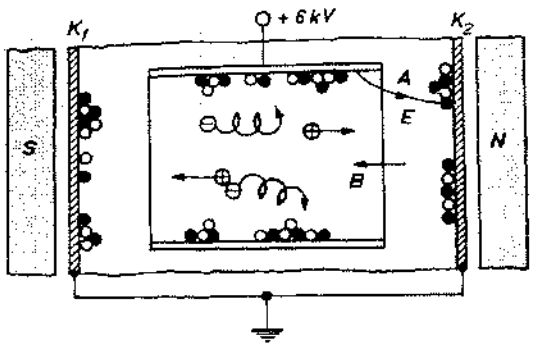


Fig. A.10.3. Pompă ionică de tip diodă:
A - celulă anodică; K_1, K_2 - catod din titan; *N, S* - poli magnetici.

* *Implantarea de ioni de gaz incident.* Ionii de gaz pe parcursul traiectoriei lor sunt accelerați, primesc energie și pătrund în placa de titan (catod) până la o adâncime apreciabilă (10 dimensiuni atomice). În acest mod se produce efectul de pompare pentru ionii atomici și ionii moleculari ai gazelor. Ionii de hidrocarburi, la impact cu catodul, se descompun, iar energia cinetică a fracțiunilor fiind relativ mică, adâncimea de implantare este sensibil mai mică decât în cazul ionilor gazelor nobile și al altor gaze.

* *Pulverizarea catodului.* Ionii de gaz care au pătruns în rețeaua cristalină a catodului desprind din rețea atomi (de titan) care sunt împrăștiați împrejur și formează pe suprafețele învecinate un film de material getter. Masa de material (titan) pulverizată este aproximativ proporțională cu gradul de vidare al pompei. Efectul de "getter" (vezi *Nota*) se manifestă atât pe suprafețele catozilor K_1 și K_2, cât și pe pereții interni ai celulelor anodice. Acest efect este foarte selectiv în raport cu natura gazului și determină și el un efect de pompare important, care nu ar fi posibil dacă inițial nu s-ar fi produs implantarea de ioni de gaz în catozii K_1 și K_2, cu toate efectele însoțitoare.

Notă. Efectul de "getter" constă inițial în procesul de adsorbție a moleculelor de gaz pe suprafața peliculei de titan și apoi de formare de compuși chimici stabili prin reacție chimică. Se mai admite că moleculele care inițial au suferit un proces de *adsorbție* suferă în continuare un proces de *absorbție*, adică de pătrundere a moleculelor de gaz în masa materialului getter.

În tehnică se folosește *getterul volumic* și *getterul de vaporizare*. *Getterul volumic* poate fi realizat din elemente sub formă de tole, benzi și chiar pulberi, în prealabil degazate prin încălzire în vid și așezate în incinta vidată. Sunt folosite elementele: tantal, titan, niobiu, zirconiu, thoriu, ceriu, lanthan.

Getterul de vaporizare se obține vaporizând, prin încălzire inductivă din exterior diverse materiale, în prealabil degazate, ca: bariu, magneziu, aluminiu, thoriu, titan. După vaporizare materialul getter se depune, sub forma unei pelicule, pe suprafața internă a incintei vidate.

Presiunea de amorsare a pompei ionice de tip diodă este $p_a \leq 10^{-3}$mbar; o presiune mai mare conduce la scurtcircuit, adică la un curent ionic extrem de intens. Presiunea cea mai mică este de ordinul $p_m \approx 10^{-7}$mbar și ca urmare se poate considera că această pompă realizează *vid avansat*. Realizarea vidului preliminar, necesar amorsării, se face cu ajutorul unei pompe de adsorbție.

c) **Pompa de tip triodă**. Funcționarea unei celule a pompei de tip triodă este prezentată în fig. A10.4. Catodul nu mai este masiv (ca la pompa de tip diodă), ci sub forma unei grile *G*. Anodul *A* și plăcile captatoare P_1 și P_2 sunt conectate la masă.

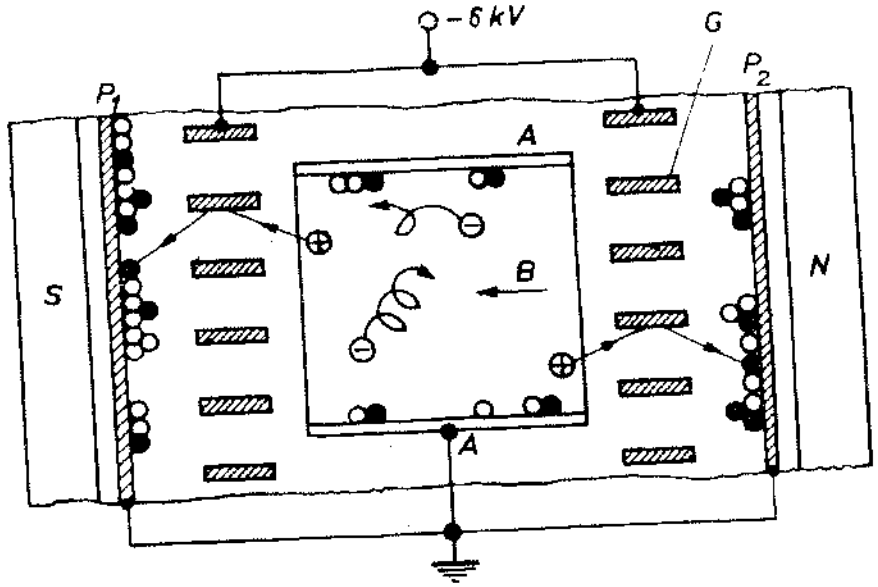


Fig. A.10.4. Pompa ionică de tip triodă:
A - anod la masă; *G* - grilă din titan (catod); P_1, P_2 - plăci din oțel inoxidabil; *N, S* - poli de magnet permanent.

Inițierea descărcării are loc pe baza principiului Penning, descris la paragraful *b*. Descărcarea electrică are loc numai între electrozii *A* și *G*. Ionii de gaz, accelerați, ajung la grila *G* (catod) sub un unghi de atac sensibil mai mic de 90° (cât este la pompa diodă), dar totuși produc o anumită pulverizare a grilei (din titan), astfel că o peliculă de pulbere de titan se formează pe plăcile P_1, P_2 și în interiorul celulei *A*. Aceste pelicule produc efect de *getter* asupra moleculelor de gaz și deci efect de pompare. La impactul cu grila *G* ionii își pierd sarcina, dar nu în mod sensibil și energia cinetică, astfel că o cantitate de particule neutre sunt implantate în plăcile P_1, P_2, ceea ce constituie un al doilea efect de pompare. Ionii care nu și-au pierdut sarcina și deci rămân pozitivi nu pot vehicula către plăcile P_1 și P_2, pentru că acestea sunt la potențial pozitiv și ca urmare sunt revehiculați în câmp electric ș.a.m.d. La impactul cu energia diminuată a particulelor neutre în plăcile P_1 și P_2 efectul de pulverizare (extragere de molecule din structura cristalină a plăcilor P_1 și P_2 sau extragerea particulelor neutre deja implantate) există, dar în mică măsură. Eficiența pompei de tip triodă este superioară față de eficiența pompei de tip diodă, după cum se arată și în fig. A10.5.

Pompa triodă poate fi amorsată la presiunea $p \leq 10^{-2}$ mbar, iar presiunea minimală realizabilă este $p_m \approx 10^{-7}$mbar.

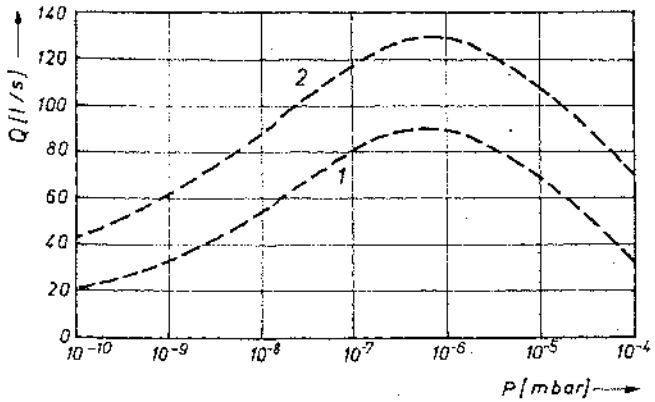


Fig. A.10.5. Eficiența pompelor ionice:
1 - pompa diodă; *2* - pompa triodă după [10.46].

ANEXA 10.2

VACUUMMETRE

Pentru măsurarea presiunilor de gaz reduse se folosesc vacuummetre cu catod cald sau vacuummetre cu catod rece.

a) **Vacuummetre cu catod cald.** În fig. A.10.6 este schițată construcția corespunzătoare. Celula de măsurare *4* include catodul *1* (un filament încălzit) drept sursă de electroni, anodul *2* și colectorul *3*. Pe traseul electronilor de la filament la anod are loc ionizarea gazului. Ionii pozitivi sunt captați de colectorul *3*. Condiția de funcționare este ca potențialul colectorului U_c să fie mai mare și de polaritate inversă față de potențialul anodic U_a, adică $|-U_c| > |U_a|$. Curentul ionic i, captat de colector, este cvasiproporțional cu presiunea gazului. Ca realizare industrială acest vacuummetru poartă denumirea Bayard-Alpert [10.46] și oferă posibilitatea de a măsura presiuni între 10^{-3} și 10^{-9} mbar.

b) **Vacuummetrul cu catod rece.** Acest tip de vacuummetru funcționează după principiul Penning[1)] și este schițat în fig. A.10.7. Anodul *1* este supus unei tensiuni de 3 kV față de catodul *2,3*. Inducția magnetică de 0,2 T este asigurată de polii magnetici *N,S*. Rezistența $R \approx 3$ kΩ limitează curentul de scurtcircuit (la presiune mare a gazului). Curentul ionic măsurat în circuitul exterior constituie un indiciu asupra presiunii gazului. Domeniul de măsurare este cuprins între 10^{-2} și 10^{-8} mbar.

[1)] Ionizarea gazului datorită agitației electronului în câmp electric și magnetic.

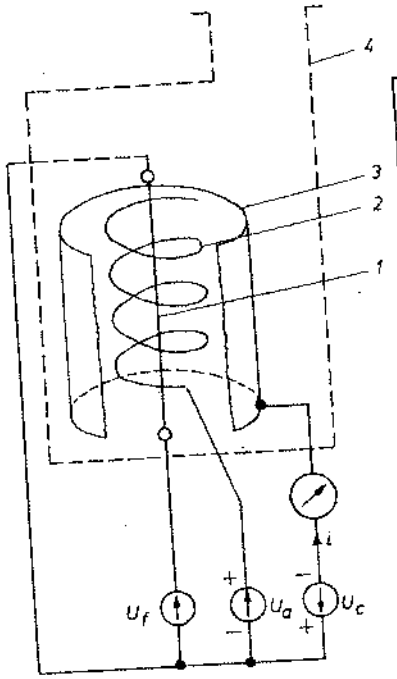


Fig. A.10.6. Vacuummetrul cu catod cald (de ionizare):
1 - filament incandescent; *2* - anod; *3* - catod; *4* - celulă cu flanșe de racord.

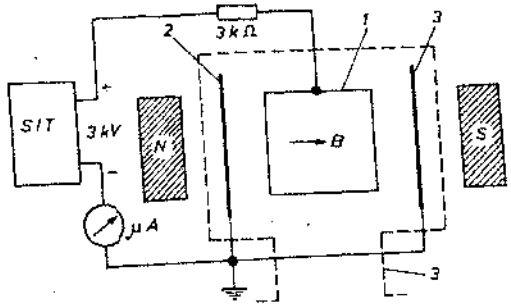


Fig. A.10.7. Vacuummetrul cu catod rece (Penning):
1 - anod la +3 kV; *2* - catod; *3* - celulă cu flanșe; *N, S* - poli de magnet permanent.

ANEXA 10.3

SPECTROMETRUL MAGNETIC DE MASĂ

La o instalație de vid este necesar să se cunoască nu numai presiunea totală, ci și compoziția gazelor și *presiunea parțială* a acestora. În *Anexa 10.2* s-a prezentat vacuummetrul cu catod cald, al cărui principiu de funcționare se bazează pe formarea unei surse de ioni, fără a se distinge natura gazului din care provin acești ioni. În construcția aparatelor care măsoară presiunea parțială se identifică natura ionilor după *raportul între masă și sarcina electrică: m/q*. Natura ionilor se stabilește individual după o succesiune de măsurători în timp.

În fig. A.10.8 *a*, este schițată construcția unui spectrometru de masă care se compune din:

* ***Sursa de ioni SI***, cu detalii în fig. 10.83 *b*. Un catod cald *K* emite electronii necesari ionizării gazului analizat. Ionii pozitivi sunt dirijați spre fanta F_1 datorită inducției magnetice **B** și lentilei electrostatice *1* (+1 000 V), U_L,*0*.

* ***Zona magnetică ZM***. Fasciculul de ioni iese ușor divergent, la unghiul 2α, într-un câmp de inducție magnetică **B**, astfel încât fasciculul va urma un traseu curbiliniu, circular, de rază:

$$R = \frac{1}{B}\sqrt{\frac{2m}{q}}\,U_a \qquad \text{(A10.2)}$$

cu notațiile:

B - inducția magnetică;

m - masa ionului;
q - sarcina ionului;
U_a - tensiunea de accelerare.

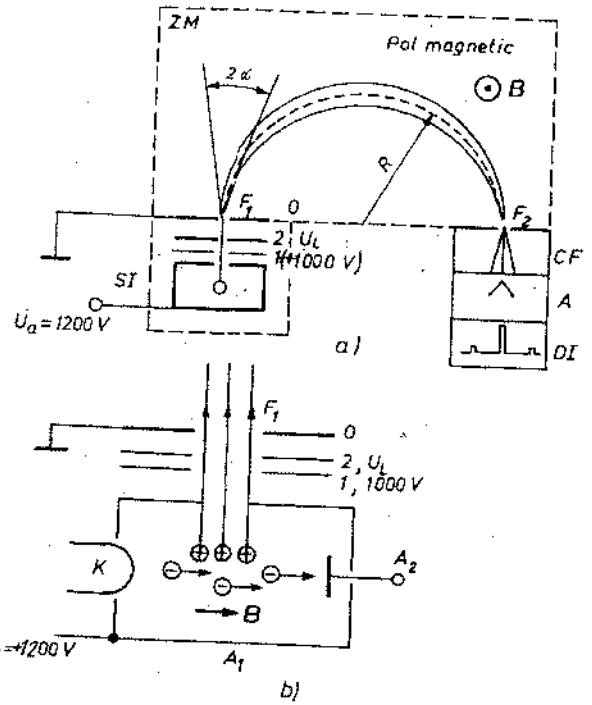


Fig. A.10.8. Spectrometrul de masă magnetic:
a) schița generală; *b)* detaliu privind sursa de ioni.

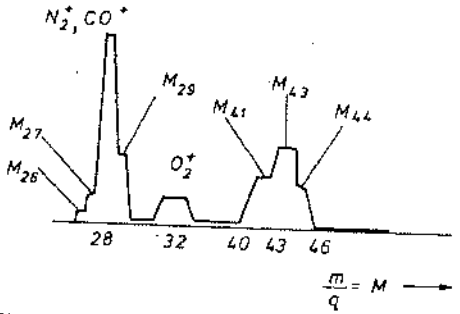


Fig. A.10.9. Exemplu de diagramă obținută cu spectrometrul de masă.

detectează modificând tensiunea de accelerare U_a.

După cum se vede din relația (A10.2), raza de deflecție R depinde de *raportul masic* $M = m/q$, de inducția magnetică **B** și de tensiunea de accelerare U_a=1200 V.

* *La ieșirea din zona magnetică ZM* prin fanta F_2, ionii sunt captați de cușca Faraday *CF*, semnalul este amplificat de amplificatorul *A*, iar un dispozitiv înregistrator *DI* înregistrează semnalul ca amplitudine în funcție de raportul masic *M*. Cum, distanța între fantele F_1 și F_2 rămâne constantă și deci raza R rămâne constantă, ionii de natură diferită se

Spectrometrele de masă, în mod normal, cuprind domeniul $M = m/q = 2...50$, iar aparatele de performanță extind acest domeniu de la $M = m/q = 2$ până la 200. În fig. A10.9, masa ionului O_2^+ este $m = 2 \times 16 = 32$, iar sarcina q este 1, din molecula de oxigen lipsind un electron. Rezultă astfel raportul masic $M = 32/1 = 32$.

ANEXA 10.4

DETECTORUL DE GĂURI

În procesul tehnologic de asamblare a unui aparat de comutație în vid, componentele și subansamblele sunt supuse verificării lipsei de "găuri", adică a fisurilor sau porilor prin care s-ar putea infiltra aer în incinta vidată. Detectorul de găuri este în esență un spectrometru de masă magnetic, acordat la un număr masic *M* (vezi *Anexa 10.3*) determinat. Din punct de vedere practic, în tehnica verificării componentelor aparatelor de comutație în vid se folosește gazul heliu. Ionul de heliu este He^+ cu $m = 4$, $q = 1$ și deci $M = 4$. Detectorul de găuri cu heliu va fi deci un spectrometru de masă magnetică acordat pentru $M = 4$.

În fig. A10.10 este schița unui aranjament pentru verificarea etanșeității incintei *1*, care este *vidată* de pompa *5*. Cu ajutorul unui pistol se cercetează mai ales zonele de îmbinare prin trimiterea jeturilor de gaz He. Prezența gazului He este detectată de detectorul cu heliu 2.

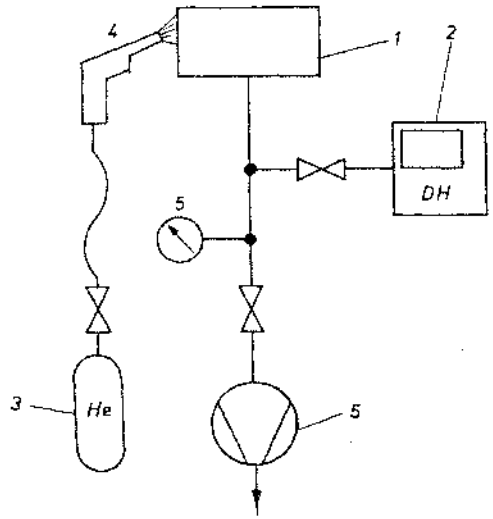


Fig. A.10.10. Verificarea etanșeității cu incinta sub vid:
1 - incinta; *2* - detectorul cu heliu; *3* - rezervor cu He; *4* - pistol; *5* - vacuummetru.

În fig. A10.11 este dată schema pentru verificarea etanșeității cu incinta *1* sub presiunea de gaz He. Prin fisurile sau porii acestei incinte se captează gazul He scăpat, iar cu detectorul cu heliu *2* se constată prezența acestui gaz.

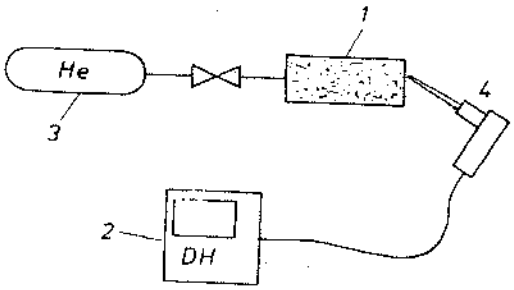


Fig. A.10.11. Verificarea etanşeităţii cu incinta sub presiune de He:
1 - incinta; *2* - detector de He; *3* - rezervor cu He; *4* - captator.

Detectorul de găuri include şi instalaţia de producere a vidului necesară funcţionării spectrometrului de masă şi realizării vidului în obiectul încercat, după cum se vede în fig. A10.12, cu explicaţiile din legenda figurii. Trapa *4* cu azot lichid (-195°C) poate fi de tipul unei pompe statice de adsorbţie şi serveşte la captarea vaporilor de ulei, ţinând seama că în anumite pompe rotative şi de difuzie se foloseşte uleiul în funcţionare.

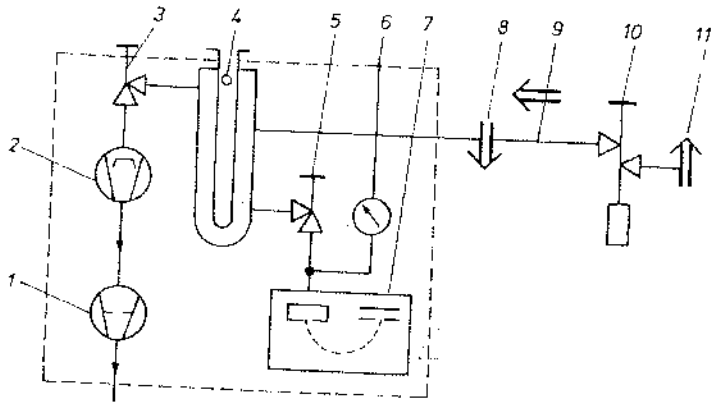


Fig. A.10.12. Schiţa unei instalaţii de detectare a găurilor:
1 - pompă rotativă; *2* - pompă de difuzie; *3* - ventil; *4* - trapă cu azot lichid; *5* - ventil; *6* - vacuummetru; *7* - spectrometru; *8, 9, 11* - flanşe; *10* - electroventil.

Detectorul de găuri se etalonează [10.46] pentru a se putea determina cantitativ rata creşterii presiunii:

$$q_L = \frac{V\Delta p}{t} \quad \text{[mbar.litru/s]} \qquad \text{(A10.3)}$$

unde Δp este creşterea de presiune în timpul t, iar V este volumul incintei verificate.

11

Instalaţii capsulate

În mod uzual în tehnica instalaţiilor electrice energetice se realizează un compromis între cerinţele:

* *fiabilitate sporită*, adică siguranţă în exploatare pe o durată cât mai îndelungată;

* *costuri anuale*, rezultate din amortizare şi întreţinere, cât mai mici.

Ca răspuns la aceste cerinţe, s-a dezvoltat şi tehnica instalaţiilor electrice capsulate; conductoarele active sunt introduse în anvelope metalice, conectate la pământ. Izolaţia corespunzătoare este realizată, în unele cazuri cu aer la presiune atmosferică, iar în alte cazuri cu gazul hexafluorură de sulf (SF_6). Sprijinirea conductoarelor active în interiorul anvelopelor se realizează cu izolatoare ceramice sau din răşină de turnare epoxidică. Solicitările la care sunt supuse instalaţiile capsulate sunt de natură termică, electrodinamică şi dielectrică.

În cap.3 din vol.1 s-au tratat solicitările termice, iar în cap.4, cele electrodinamice [11.11]. În capitolul de faţă se prezintă aspectele constructive şi unele teme cu referire la solicitările dielectrice.

11.1. Instalaţii capsulate izolate cu aer la presiunea atmosferică

Conexiunea între generatorul sincron şi transformator (la puteri mari) se realizează prin intermediul unor bare capsulate izolate cu aer la presiune atmosferică, cu schiţa de construcţie ca în fig.11.1. La un asemenea aranjament, atât la funcţionarea normală ca şi la funcţionarea în scurtcircuit, curentul din ecran I_e este aproximativ egal şi în opoziţie de fază cu curentul I_c din conductorul activ [11.12]. Prin acest gen de capsulare se obţin următoarele rezultate:

a) Diminuarea forţelor electrodinamice la valori nesemnificative, deoarece câmpul magnetic al ansamblului format din conductorul activ şi ecran este nul.

b) Diminuarea sensibilă a probabilităţii de producere de scurtcircuite sau puneri la pământ datorate poluării izolaţiei sau unor incidente banale.

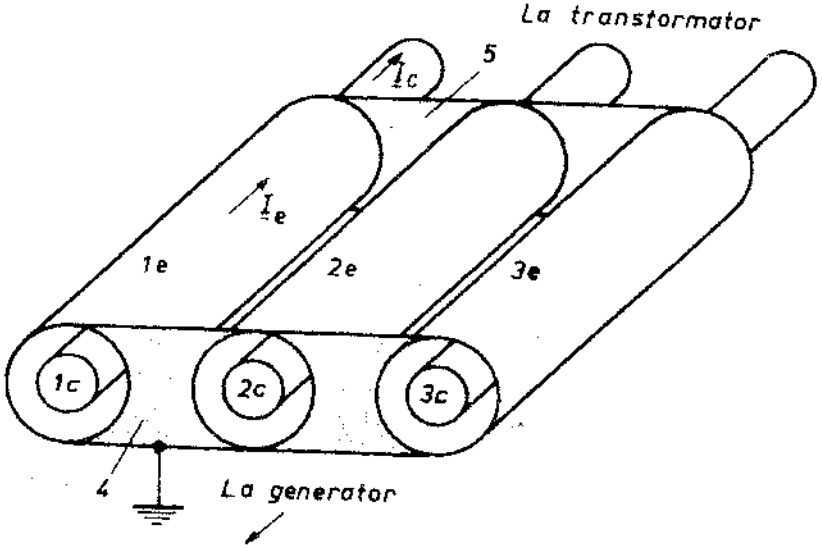


Fig. 11.1. Schiţa de construcţie a conexiunii generator sincron- transformator:
1c, 2c, 3c - conductoare tubulare active; *1e, 2e, 3e* - ecrane; *4, 5* - plăci scurtcircuitoare.

c) Eliminarea posibilităţii de electrocutare, deoarece ecranul se află la potenţialul pământului.

d) Costuri anuale de exploatare reduse.

e) Eliminarea totală a influenţei mediului ambiant poluant.

În fig.11.2 se prezintă după [11.5] o schiţă de construcţie a legăturii între generatorul sincron *1* şi transformatorul de putere *12*, prin intermediul barelor capsulate. Schema electrică corespunzătoare a fost dată în fig.3.49, din vol. 1 [11.11]. Centrarea conductorului activ tubular, în ecranul corespunzător, se realizează cu ajutorul unor izolatoare. Întreruptorul de putere *6* asigură şi protecţia împotriva defecţiunilor în transformatorul serviciilor interne *10*. Un număr de trei silfoane *9* oferă posibilitatea dilatării barelor la trecerea de la rece la cald. În rest continuitatea barelor este asigurată prin sudură.

Sistemul de conexiune cu bare capsulate izolate în aer la presiunea atmosferică este utilizat numai la puteri relativ mari ale generatorului sincron [11.22]. În tabelul 11.1 sunt daţi, spre exemplificare, parametrii unui asemenea sistem.

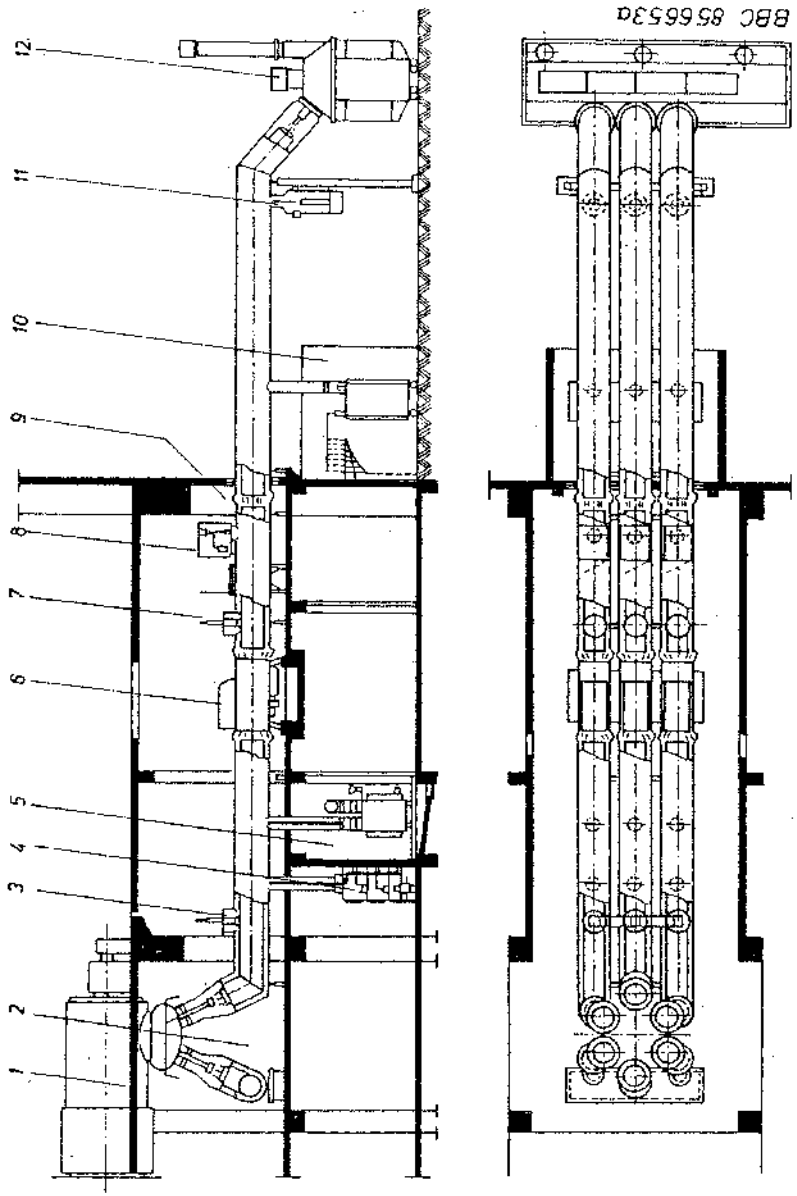


Fig. 11.2. Aranjament constructiv BBC tipic [11.5] privind conexiunea între generatorul sincron şi transformatorul de putere:
1 - generator sincron; *2* - conexiune la neutrul generatorului; *3* - separator de punere la pământ; *4* - reductor de tensiune; *5* - transformator de excitaţie; *6* - întreruptor de putere; *7* - separator de punere la pământ; *8* - reductor de tensiune; *9* - silfon; *10* - transformatorul serviciilor interne; *11* - descărcător; *12* - transformator de putere.

Tabelul 11.1

Exemplu de conexiune generator-transformator

Puterea transferată	S = 872 MVA
Tensiunea nominală	U_n = 24 kV
Curentul nominal	I_n = 21 kA
Curentul de stabilitate termică	I_{st} = 162 kA_{ef}
Curentul de stabilitate electrodinamică	I_{se} = 431 kA_{max}
Dimensiunile conductorului activ	Tub ϕ1150 exterior; 18 grosime, în mm.
Dimensiunile ecranului	Tub ϕ1854 exterior; 8 grosime, în mm.
Materialul pentru conductorul activ şi ecran	Aluminiu 99,5%

11.2. Instalaţii capsulate izolate cu hexafluorură de sulf (SF_6)

Această categorie de instalaţii se foloseşte în următoarele circumstanţe:

a) *Extragerea* de energie din centralele hidroelectrice la care generatorul sincron şi transformatorul de putere se află la baza barajului, iar linia de transport de energie se află la o cotă superioară (50...1000 m), la nivelul solului. În acest caz legătura între transformator şi linie se realizează prin bare capsulate izolate cu hexafluorură de sulf (SF_6) la tensiune înaltă (245...525 kV).

b) *Intersecţia* între două linii electrice. Din motivul de a se elimina căderea unei linii pe cealaltă, la una din linii se efectuează trecerea sub formă de bare capsulate izolate cu SF_6.

c) *Transport de energie* între centrale electrice apropiate până la 20 km, sau transport de energie în oraşele mari, lăţimea traseului necesită 0,1 din lăţimea unei linii aeriene şi poate fi executat şi subteran.

d) *Staţii de conexiuni* în oraşele mari. Pentru economisirea suprafeţei disponibile şi aşezarea staţiei electrice în centrul de consum, aceste staţii, care cuprind bare simple sau duble, separatoare, întreruptoare, se execută capsulat cu izolaţie de SF_6 la tensiuni nominale începând cu 36 kV până la 765 kV. În acest caz suprafaţa ocupată de staţia capsulată reprezintă aproximativ 7% din suprafaţa ocupată de o staţie în aer liber, iar volumul aproximativ 5% din cel necesar unei staţii electrice în aer liber. Miniaturizarea staţiei de conexiuni se datorează proprietăţilor dielectrice ale gazului SF_6 sub presiune, în acord cu legea lui Paschen. Presiunea de gaz în instalaţiile capsulate este de 5...6 bar (a se vedea fig.10.24).

11.2.1 Solicitări dielectrice

În construcţia instalaţiilor capsulate izolate cu gazul SF_6 există două categorii de solicitări: la străpungere [11.9] şi la conturnare pe izolatoarele care susţin conductoarele active.

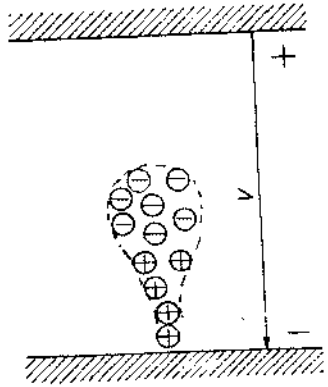


Fig. 11.3. Descărcarea streamer.

11.2.1.1. Descărcarea streamer. După acest criteriu descărcarea are forma unei lavine (ionizare prin şoc), ca în fig.11.3. Purtătorii de sarcină negativi se adună în direcţia de avansare a descărcării, iar cei negativi rămân în coada descărcării. Din acest punct de vedere cantitativ, relaţia de formare a lavinei este de forma (vezi cap. 7, vol.1, [11.11]):

$$dn_e = n_e(\alpha - \eta)\,dx \qquad (11.1)$$

cu notaţiile:

n_e - numărul de electroni
α - cifra de ionizare a electronului
η - cifra de captare a gazului SF_6
dx - parcursul elementar în câmp electric
dn_e - numărul de electroni generaţi pe parcursul dx.

Cum câmpul electric între electrozi nu este omogen, relaţia lui Towsend ia forma:

$$n_e = n_{0e}\exp\left[\int_0^x(\alpha - \eta)\,dx\right] \qquad (11.2)$$

unde n_{0e} este numărul iniţial de electroni în faţa electrodului negativ. Pentru $n_{0e} = 1$ din relaţia (11.2) rezultă

$$\ln n_e = k = \int_0^x(\alpha - \eta)\,dx \qquad (11.3)$$

Pentru realizarea descărcării, Raether [11.20] consideră $n_e = 10^8$ sau k=20,7232. Cifra de ionizare efectivă $\bar{\alpha} = \alpha - \eta$ este cuantificată [11.15] cu relaţia:

$$\bar{\alpha} = pA\left[\frac{E}{p} - B\right] \quad \left[\frac{1}{\text{cm}}\right] \qquad (11.4)$$

cu E [kV/cm], $26{,}2 < A$ [1/kV] $< 27{,}8$; $85{,}77 < B$ [kV/(bar.cm)] < 89.

Calculul tensiunii de străpungere cu relaţiile (11.3) şi (11.4) este verificat experimental în domeniul

$$10^{-2} < p\,d\ [\text{bar.cm}] < 1 \qquad (11.5)$$

Această teorie este folosită şi pentru explicarea iniţierii efectului corona [11.19]. Pentru produsul $p\,d > 1$, ceea ce interesează în construcţiile capsulate, Malik [11.15] propune relaţia

$$\frac{V}{V_m} = 1 + 0{,}0955 \ln (pd) \tag{11.6}$$

unde V este tensiunea de străpungere calculată cu numărul critic $n_e = 10^8$, iar V_m este tensiunea de străpungere măsurată, p[bar] este presiunea în incintă, d[cm] este distanţa între electrozi.

11.2.1.2. Determinarea câmpului electric. Determinarea câmpului electric se efectuează prin calcul analitic, la structuri simple şi prin calcul numeric la structuri complexe.

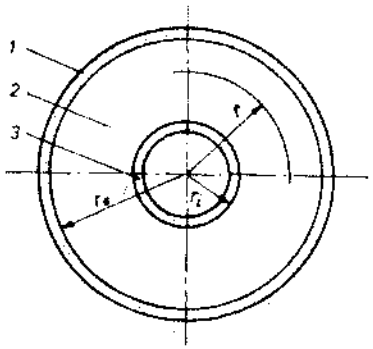


Fig. 11.4. Simetrie axială, dielectric omogen:
1 - conductor activ; *2* - izolaţie, gazul SF_6 sub presiune; *3* - anvelopă metalică.

a) **Dielectric omogen cu simetrie axială.** În secţiune transversală, departe de punctele de sprijin, faza unui sistem monofazat capsulat se echivalează, ca în fig.11.4, cu două tuburi cilindrice concentrice. Pentru domeniul cuprins între cilindrul de rază r_i şi cel de rază r_e sunt aplicabile ecuaţiile:

$$\text{rot}\,\mathbf{E} = -\frac{\partial B}{\partial t} = 0 \qquad \text{div}\,\mathbf{E} = \frac{\rho_v}{\varepsilon} = 0 \tag{11.7}$$

Din relaţia (11.6) rezultă că câmpul electric derivă din potenţial, adică:

$$\mathbf{E} = -\,\text{grad}\,\varphi \tag{11.8}$$

şi deci

$$\text{div}\,\mathbf{E} = \text{div}\,(-\,\text{grad}\,\varphi) = 0 = \Delta\varphi \tag{11.9}$$

În coordonate cilindrice, cu simetrie axială, fără efect de capăt, Laplaceianul ia forma:

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}r}\left(r\frac{\mathrm{d}\varphi}{\mathrm{d}r}\right) = 0 \tag{11.10}$$

După două integrări succesive, din relaţia (11:10) rezultă potenţialul

$$\varphi = C_1 \ln r + C_2 \tag{11.11}$$

Se scrie ecuaţia (11.11) pentru $r = r_i$ şi $r = r_e$ şi se obţine:

$$\varphi_i = C_1 \ln r_i - C_2 \tag{11.12}$$

$$\varphi_e = C_1 \ln r_e + C_2 \tag{11.13}$$

Potenţialele φ_i şi φ_e conţin aceeaşi constantă C_2 şi deci aceasta se poate lua $C_2 = 0$. Prin scăderea relaţiei (11.13) din (11.12) rezultă

$$\varphi_i - \varphi_e = C_1 \ln \frac{r_i}{r_e} = U \tag{11.14}$$

unde U este tensiunea aplicată între cilindrul interior şi cel exterior; rezultă astfel constanta:

$$C_1 = \frac{U}{\ln \dfrac{r_i}{r_e}} \tag{11.15}$$

şi expresia generală a potenţialului în domeniul considerat, conform relaţiei (11.11)

$$\varphi = \frac{U}{\ln \dfrac{r_i}{r_e}} \ln r \tag{11.16}$$

relaţie din care se obţine câmpul electric conform (11.8):

$$E = -\frac{\partial \varphi}{\partial r} = -\frac{U}{r \ln \dfrac{r_i}{r_e}} = \frac{U}{r \ln \dfrac{r_e}{r_i}} \tag{11.17}$$

Valoarea maximă pentru câmpul electric se obţine pentru $r = r_i$

$$E_i = \frac{U}{r_i \ln \dfrac{r_e}{r_i}} \tag{11.18}$$

Valoarea minimă a acestui câmp se obţine prin derivarea relaţiei (11.18)

$$\frac{\partial E_i}{\partial r_i} = -U\frac{\ln \dfrac{r_e}{r_i} - r_i \dfrac{r_i}{r_e}\dfrac{r_e}{r_i^2}}{(r_i \ln \dfrac{r_e}{r_i})^2} \tag{11.19}$$

sau în final:

$$\ln \frac{r_e}{r_i} = 1 \;;\; r_e = r_i\, e = 2{,}7182\, r_i \tag{11.20}$$

care reprezintă o relaţie de dimensionare. La presiunea gazului SF_6 de 3,5 bar se poate admite intensitatea câmpului electric, la încercarea cu unde de impuls de 1,2/50 μs, $E_i = 150$ kV/cm.

b) **Dielectric omogen fără simetrie axială.** O asemenea situaţie apare în cazul construcţiilor capsulate care includ cele trei conductoare active în aceeaşi anvelopă. Rezolvarea analitică a acestei probleme de câmp nu este posibilă şi deci se recurge la o rezolvare numerică. Astfel, în fig.11.5 sunt desenate urmele suprafeţelor echipotenţiale pe un plan de secţionare transversală a sistemului

trifazat cu ecran comun, într-o conjunctură de solicitare dielectrică maximă la funcţionare normală. Anume, pe o fază tensiunea atinge valoarea maximă +100%; pe celelalte două faze tensiunea este -0,50%; anvelopa are potenţialul zero. Problema a fost soluţionată prin metoda diferenţelor finite [11.8,11.12].

c) **Dielectric neomogen; simetrie axială.** În construcţiile capsulate, pentru sprijinirea conductoarelor active se folosesc cu precădere izolatoare conice din răşină epoxidică de turnare. În acest caz câmpul electric va fi distorsionat în raport cu relaţia (11.17). La graniţă între dielectricul gazos (SF_6) şi izolator se conservă componenta normală a inducţiei electrice şi componenta tangenţială a câmpului electric, adică în acord cu fig.11.6.

$$\varepsilon_1 E_{1n} = \varepsilon_2 E_{2n};\ E_{2n} = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} E_{1n} \tag{11.21}$$

$$E_{1t} = E_{2t} \tag{11.22}$$

Determinarea liniilor echipotenţiale pe suprafaţa izolatorului conic este necesară pentru stabilirea solicitării la conturnare. Rezolvarea acestei probleme se face printr-o metodă numerică, spre exemplu prin metoda elementului finit [11.13,11.20,11.23]. În fig.11.7 sunt desenate [11.3] urmele suprafeţelor echipotenţiale într-o construcţie capsulată în zona unui separator, în figură reprezentat închis.

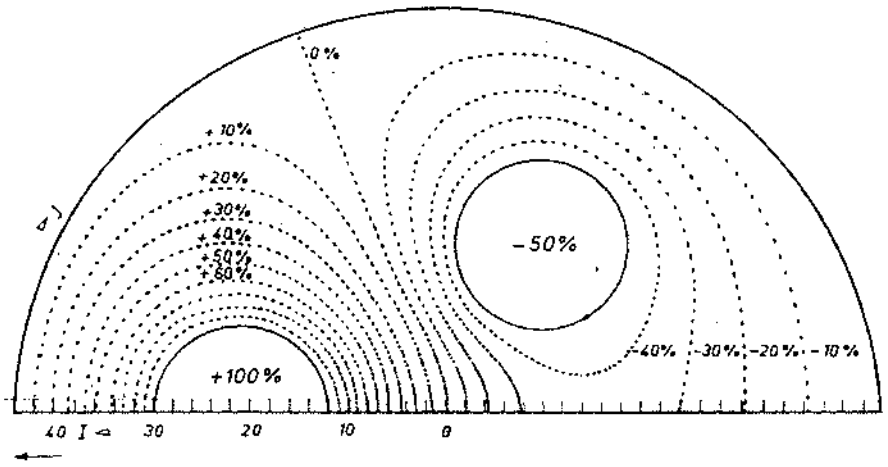


Fig. 11.5. Anvelopă comună pentru sistem trifazat. Potenţiale: un conductor +100%; celelalte două -50%; anvelopa 0%.

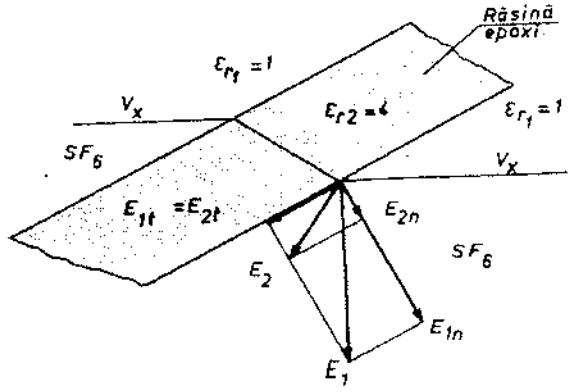


Fig. 11.6. Dielectric neomogen.

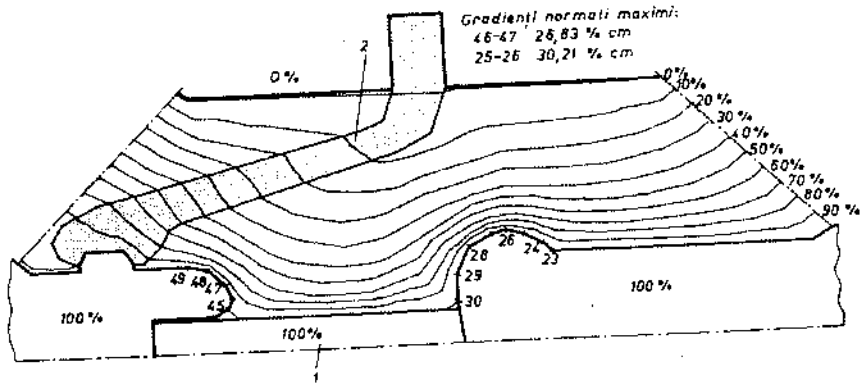


Fig. 11.7. Suprafeţele echipotenţiale în jurul unui separator capsulat izolat cu SF_6:
1 - separatorul închis; *2* - izolatorul conic.

11.2.1.3. Criteriu tehnic. Câmpul electric este distorsionat de neregularităţile de prelucrare a suprafeţelor metalice, ca şi de prezenţa

particulelor metalice ce rezultă din operaţiile tehnologice premergătoare sau din procese de comutaţie mecanică, particule care se depun pe suprafeţele metalice şi pe izolatoare. Din această cauză determinarea câmpului electric prin calcul este strict utilă, dar consideraţiile de ordin experimental pe instalaţii capsulate construite, cu rezultate bune în exploatare, vin să corecteze calculul.

După criteriul tehnic (experimental), *cuantificarea câmpului electric* la care instalaţia rezistă, în sensul că nu se produce nici conturnare, nici străpungere, iar efectul corona este nesemnificativ, şi contând pe un câmp electric uşor neomogen, la gradul actual de prelucrare al suprafeţelor de metal şi izolant, se face pe bază experimentală. Valori ale câmpului electric la care instalaţia "rezistă" sunt date [11.16] în tabelul 11.2.

Tabelul 11.2

Câmpul electric admis în instalaţiile capsulate*

Nr.	Forma tensiunii	Solicitare admisă	
		Străpungere E_s [kV/cm]	Conturare E_c [kV/cm]
1	Tensiune alternativă 50 Hz	$65\ p_{20}^{0,73}$	$45\ p_{20}^{0,64}$
2	Tensiune continuă, unda negativă	$65\ p_{20}^{0,73}$	$45\ p_{20}^{0,64}$
3	Tensiune de impuls negativă, unda lungă 250/2500 μs	$68\ p_{20}^{0,73}$	$56\ p_{20}^{0,65}$
4	Tensiune de impuls negativă, unda normală 1,2/50 μs	$75\ p_{20}^{0,75}$	$64\ p_{20}^{0,66}$

* $p_{20}^{0,73}$ semnifică presiunea p, dată în bar la temperatura 20°C, la puterea 0,73.

Tensiunile la care rezistă "tehnic" dispozitivul izolant se calculează cu relaţiile:

* la străpungere $U_s = E_s\ \delta\ \eta_s$ (11.23)

* la conturnare $U_c = E_c\ \delta\ \eta_c$ (11.24)

în care s-a notat:

E_s, E_c - câmpul electric din tabelul 11.2;

δ - distanţa între electrozi sau între două suprafeţe echipotenţiale apropiate

η - gradul de neuniformitate al câmpului electric, definit prin relaţia

$$\eta_s, \eta_C = \frac{E_{med}}{E_{max}} \qquad (11.25)$$

unde E_{med} reprezintă câmpul electric mediu, iar E_{max} reprezintă câmpul electric maxim.

11.2.2. Soluţii constructive pentru tensiuni înalte

Pentru tensiuni nominale cuprinse între 72,5 kV şi 765 kV, şi curenţi nominali între 1600 A şi 5000 A, se construiesc instalaţii capsulate în execuţie monofazată, dar şi în execuţie trifazată, pentru tensiuni cuprinse între 72,5 kV şi 170 kV. Aceste instalaţii cuprind sisteme de bare, separatoare, întreruptoare, reductoare de curent, reductoare de tensiune şi compartimente speciale pentru legătura cu cablurile electrice. Anvelopa se execută dintr-un aliaj de aluminiu turnat. Între compartimente etanşarea este realizată cu ajutorul garniturilor de cauciuc, iar conductoarele active se execută din aluminiu 99,5%.

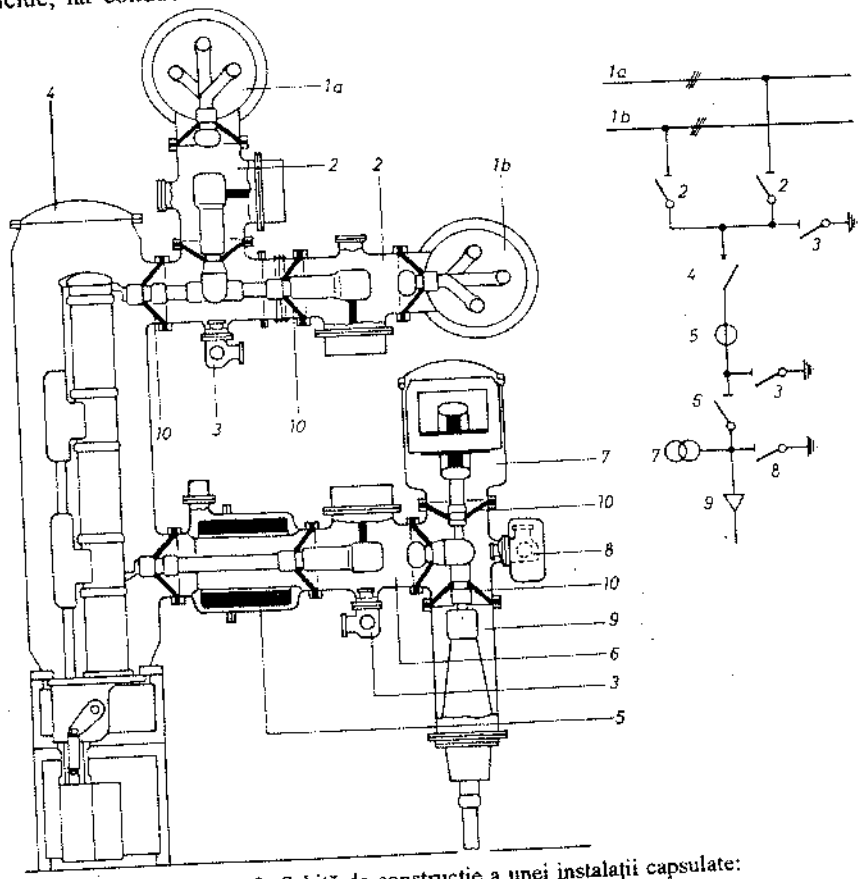


Fig. 11.8. Schiţă de construcţie a unei instalaţii capsulate:
1a, 1b - bare colectoare; *2* - separator; *3* - separator de punere la pământ, de lucru; *4* - întreruptor de putere; *5* - reductor de curent; *6* - separator de linie; *7* - reductor de tensiune; *8* - separator rapid de punere la pământ; *9* - mufă terminală de cablu; *10* - izolator conic.

În fig.11.8 este dată schiţa de construcţie standard [11.4] a unei instalaţii BBC, cu explicaţii asupra componentelor în legenda figurii. În ce priveşte aspectele de comutaţie, care conectează părţi ale instalaţiei la pământ, se disting următoarele categorii:

a) **Separator de punere la pământ, de lucru (poziţia 3)**. Acest aparat pune o parte a instalaţiei, *fără tensiune*, la pământ pentru a oferi posibilitatea de întreţinere şi revizie.

b) **Separator rapid de punere la pământ (poziţia 8)**. Acest aparat se instalează în instalaţii la care sunt racordate cabluri electrice cu capacitate mare şi care trebuie descărcate de sarcină electrică. De asemenea, în cazul apariţiei unui scurtcircuit intern cu arc electric, cu valoare mică a curentului de scurtcircuit, aparatul conectează rapid la pământ şi realizează un scurtcircuit net, astfel încât întreruptorul de protecţie să întrerupă. Ca urmare separatorul rapid de punere la pământ are capacitate de conectare şi o viteză foarte mare de închidere.

c) **Separator de punere la pământ de protecţie**. Acest aparat nu are misiunea de a descărca sarcini electrice, ci numai de a realiza scurtcircuite nete în cazul apariţiei arcului electric în vederea limitării efectelor arcului electric: creşterea presiunii în instalaţie sau perforarea anvelopei. Instalaţia din fig.11.8 nu este echipată cu un astfel de aparat.

Supravegherea gazului. Gazul SF_6 este supravegheat pe componente, ca densitate sau ca presiune. Izolatoarele conice separă etanş compartimentele între ele, dar sunt şi compartimente cu izolatoare perforate, spre exemplu izolatoarele între compartimentele 5,3,9 din fig.11.9. Fiecare compartiment, sau grup de compartimente, dispune de un senzor sensibil la densitatea gazului (uneori la presiunea gazului) compensat la variaţiile de temperatură [11.1,11.4]. La execuţia monofazată, compartimentele omoloage pe cele trei faze dispun de aceeaşi instrumentaţie de control. Pierderea de gaz admisă, în mod curent, este de cel mult 1%. Senzorii de densitate (sau presiune) determină:

* semnalizarea la scăderea densităţii gazului sub o anumită limită;

* scoaterea de sub tensiune a instalaţiei dacă densitatea gazului a scăzut încă mai mult. În acest sens se folosesc diagrame, ca în fig.10.25, în care se ţine seama de temperatura gazului.

Instalaţii în execuţie trifazată. În scopul reducerii la minimum a consumului de materiale, unele firme (BBC) execută, pentru tensiuni nominale cuprinse între 72,5kV şi 145kV, instalaţii în execuţie trifazată, cu anvelopă comună celor trei faze. În fig.11.10 este dată schiţa de construcţie a unei asemenea instalaţii. Din punct de vedere constructiv, la această execuţie, apar dificultăţi tehnologice privind realizarea unor piese etanşe, din aluminiu turnat, cu diametrul de 0,6...0,7m. Asigurarea planeităţii flanşelor necesită maşini unelte şi mijloace de control de tehnologie avansată. Verificarea lipsei de fisuri sau pori în piesele turnate se realizează cu ajutorul detectorului de găuri cu heliu (vezi *Anexa 10.4*).

Notă. Pentru a diminua curenţii induşi în anvelope şi a anula tensiunea de pas, compartimentele componente ale unei instalaţii capsulate sunt legate la o centură metalică care este conectată la o priză de pământ.

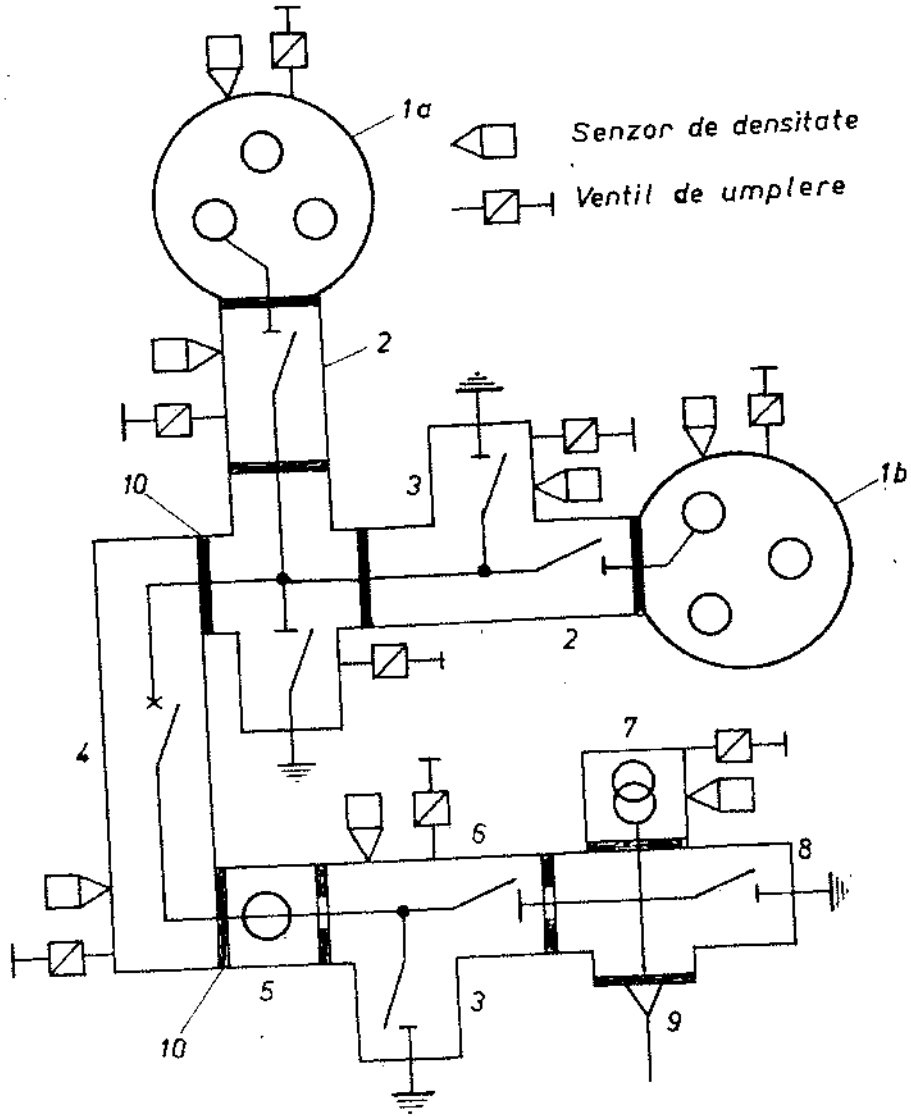


Fig. 11.9. Compartimentarea instalaţiei. Reperele ca în fig. 11.8.

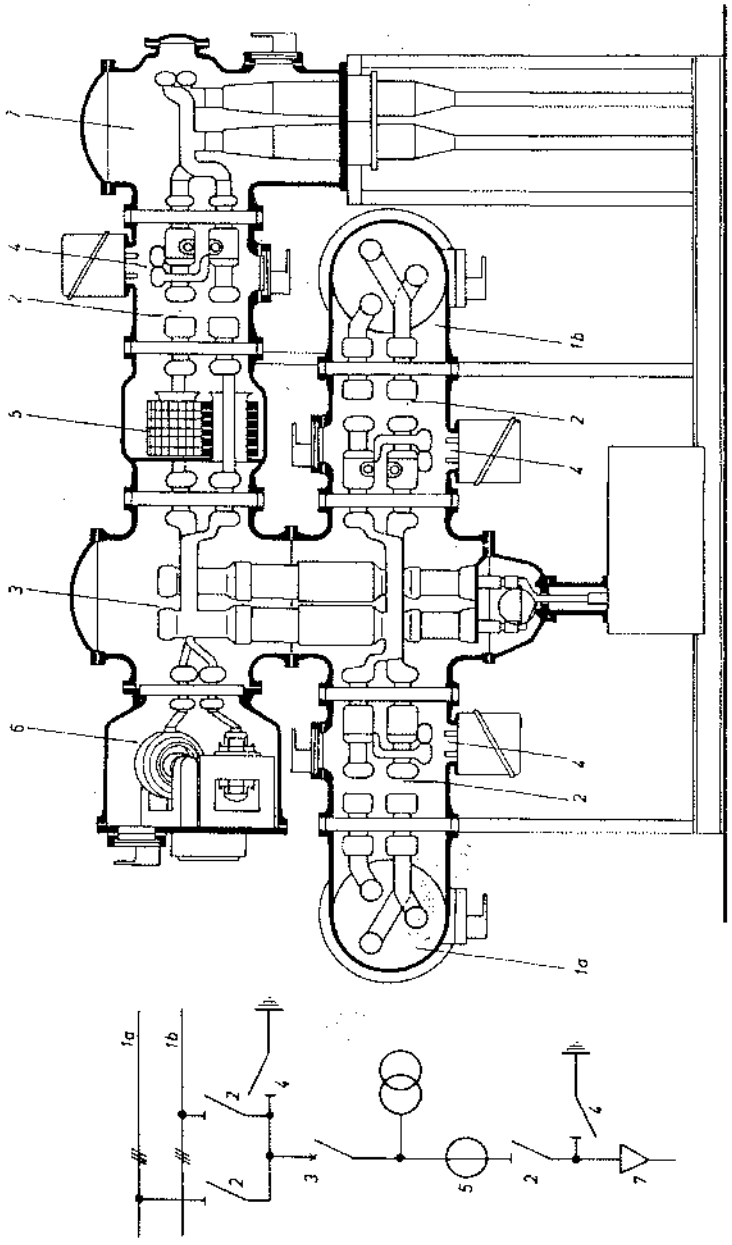


Fig. 11.10. Instalaţie capsulată în execuţie trifazată (72,5...145 kV):
1a, 1b - bare colectoare; *2* - separator; *3* - întreruptor de putere; *4* - separator de punere la pământ de lucru; *5* - reductor de curent; *6* - reductor de tensiune; *7* - mufă terminală a cablului.

11.2.3. Soluţii constructive pentru tensiuni medii

Iniţial, instalaţiile capsulate izolate cu gazul hexafluorură de sulf s-au dezvoltat începând de la tensiuni nominale de 123 kV pentru a ajunge, progresiv în timp, la tensiuni nominale de 765 kV.

Apariţia întreruptorului de putere în vid a constituit un factor important pentru folosirea acestei tehnici şi în domeniul tensiunilor medii de la 7,2 până la 52 kV şi curent nominal până la 3150 A. Se construiesc astfel instalaţii în execuţie trifazată (cu anvelopă comună) [11.2], sau în execuţie monofazată (cu anvelopă individuală) [10.24]. Faţă de instalaţiile cu execuţie în aer, sunt de relevat la instalaţiile de medie tensiune izolate în gazul hexafluorură de sulf (SF_6) următoarele aspecte:

* Protecţie mai bună a personalului de exploatare datorită faptului că întreaga instalaţie, fără nici un gol, este capsulată.
* În construcţie apar două unităţi separate: barele colectoare şi spaţiul cu aparatele de comutaţie (separatoare, întreruptoare).
* Nu apar implicaţii privind compuşii metalici cu gazul SF_6, deoarece comutaţia sub curent se realizează cu întreruptoare în vid.
* Gazul SF_6 este inert şi protejează instalaţia contra incendiului.
* Este folosit oţelul ca material pentru anvelopă, care astfel oferă rezistenţă la presiune şi protecţie împotriva razelor X, ce ar putea fi generate de întreruptoarele în vid la tensiuni mai mari.
* Insensibilitate la umiditate şi atmosferă poluantă şi obiecte străine.

Un exemplu de instalaţie capsulată de tensiune medie de construcţie AEG [11.2] este schiţat în fig.11.11, cu următoarele compartimente esenţiale:

A - compartimentul aparatelor de comutaţie;
B - compartimentul sistemului de acţionare a întreruptorului şi separatorului;
C - compartimentul barelor colectoare;
D - racordul la cabluri;
E - compartimentul de joasă tensiune cu aparate de control şi protecţie.

În legenda fig.11.11 sunt date şi alte detalii.

11.2.4. Teme de exploatare

Tendinţa crescândă de miniaturizare a construcţiilor şi deci de dimensionare la limită a izolaţiilor determină o oarecare sensibilitate a instalaţiilor capsulate la prezenţa particulelor de metal (rezidual) sau de alte pulberi în incinta capsulată. În fabricaţie piesele sunt curăţate de impurităţi, iar montajul se efectuează în condiţii de igienă industrială sporită, în încăperi uşor suprapresurizate. De asemenea formarea de capacităţi parazite între conductoarele

active şi anvelopă este de natură să producă incidente la comutaţia separatoarelor. Un arc electric necontrolat, care s-ar putea produce în interiorul anvelopei, poate să determine creşterea presiunii în incintă până la explozie sau perforarea anvelopei şi pierderea gazului SF_6 ş.a.

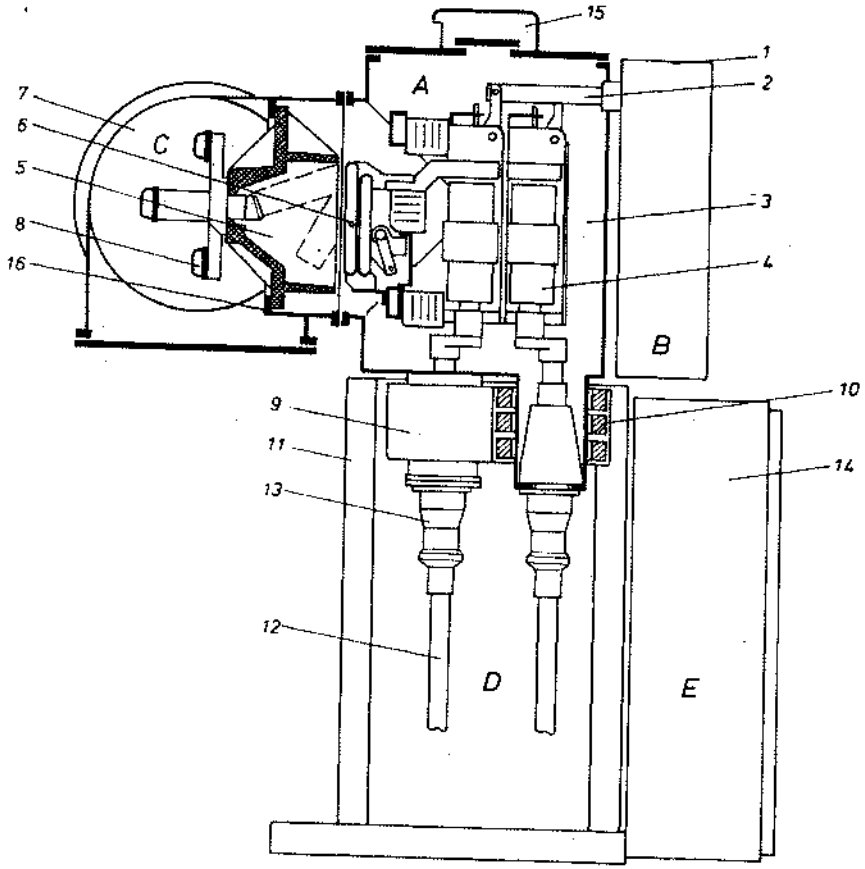


Fig. 11.11. Instalaţie capsulată în execuţie trifazată de medie tensiune (7,2...36 kV): *1* - mecanisme de acţiune pentru întreruptorul de putere şi separatoare, cu tablou de deservire; *2* - ştangă de împingere; *3* - spaţiu pentru întreruptor; *4* - camera de stingere a întreruptorului; *5* - spaţiu pentru separator; *6* - separator de punere la pământ; *7* - rezervor cu barele colectoare; *8* - bară colectoare; *9* - protecţie pentru reductorul de curent; *10* - reductor de curent; *11* - construcţie metalică; *12* - cablu electric; *13* - muflă terminală; *14* - dulap cu aparate de protecţie şi control; *15* - expandor al compartimentului de comutaţie; *16* - izolator etanş între bare şi aparatele de comutaţie.

11.2.4.1. Comutaţia separatorului. În fig.11.12 se prezintă schematic procesul retragerii elementului mobil de contact la deschiderea unui separator. Acest proces echivalează cu deconectarea unei sarcini capacitive,aceasta fiind constituită de capacitatea parazită C_2 a conductorului activ *2* faţă de anvelopă. Conductorul activ *1* urmăreşte tensiunea sursei cu inductivitatea L_1 şi capacitatea C_1. După cum s-a văzut în paragraful 2.2.3 [11.11] deconectarea unei sarcini capacitive conduce la o tensiune de restabilire egală cu de două ori valoarea de vârf a tensiunii sursei. Dacă rigiditatea dielectrică între piesele de contact nu se reface suficient de repede apare o amorsare a arcului electric şi un proces oscilant din cauza prezenţei acumulatoarelor de energie din sistem (L_1,C_1,C_2). Consecinţele acestui proces pot fi următoarele:

a) *amorsarea arcului electric* de la conductorul activ *1* la anvelopă din cauza ionizării spaţiului în jurul intervalului disruptiv şi sub condiţia existenţei de particule în suspensie;

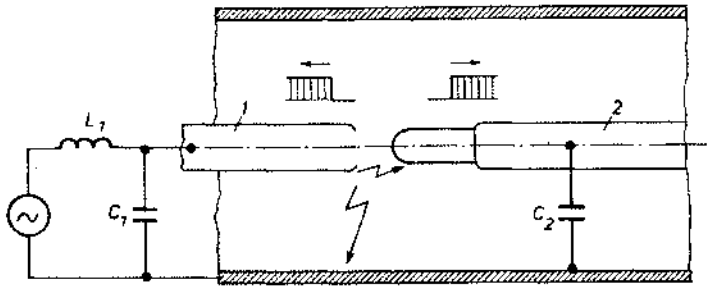


Fig. 11.12. Deschiderea unui separator echivalează cu deconectarea unei sarcini capacitive.

b) *propagarea unor unde călătoare* în interiorul anvelopei. Aceste unde, la locul de schimbare a impedanţei caracteristice, suferă o frângere (vezi capitolul 14) şi o creştere a tensiunii care se propagă. Experimentele arată [11.7] că nivelul supratensiunilor astfel create este sub nivelul de ţinere şi ca urmare nu pericliteză izolaţia instalaţiei, dar undele călătoare pot produce interferenţe, prin intermediul transformatoarelor de măsură, în sistemul informaţional al stării instalaţiei.

11.2.4.2. Particule în suspensie şi în depunere. În fig.11.13 s-au schiţat incidentele care pot apare ca urmare a depunerilor de particule metalice sau nemetalice, după cum urmează:

a) *Depunere pe izolatorul conic.* În acest mod se modifică intensitatea câmpului electric pe suprafaţa izolatorului (vezi fig.11.13), ceea ce conduce, în final, la conturnarea izolatorului şi la apariţia unui arc electric intern.

b) *Depunere pe conductorul activ.* Intensitatea maximă a câmpului electric este la suprafaţa conductorului activ, conform relaţiei (11.18). Prezenţa depunerii metalice modifică câmpul electric în sensul creşterii lui şi astfel poate apare efectul corona (descărcare parţială). Din punct de vedere electric acest proces este însoţit şi de

propagarea unei unde călătoare de mică amplitudine şi de durată mică ($\simeq$4ns) în interiorul instalaţiei. Existenţa efectului corona este detectată de senzori *SDP*, care în esenţă sunt divizoare de tensiune.

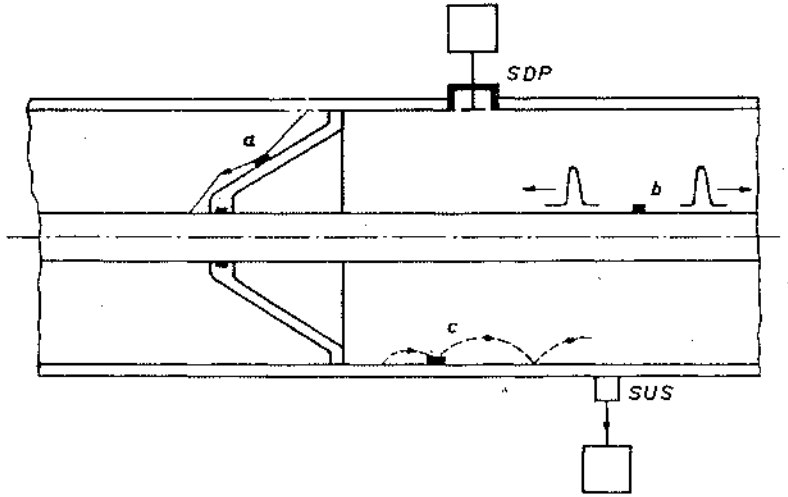


Fig. 11.13. Efectul particulelor:
a - pe izolaţia conică; *b* - depunere pe conductorul activ; *c* - depunere în interiorul anvelopei.

c) *Depunere pe fundul anvelopei*. Sub acţiunea câmpului electric şi a vibraţiilor, această depunere este vehiculată şi se poate fixa pe izolaţie (*b*) sau pe conductorul activ (*a*). Prezenţa depunerii de particule pe fundul anvelopei poate fi detectată de senzori sensibili la ultrasunete *SUS*, în fig. 11.13.

11.2.4.3. **Arcul electric intern.** Prezenţa arcului electric intern conduce la două inconveniente, şi anume creşterea presiunii interne şi perforarea anvelopei. Oricare ar fi cauza producerii arcului electric intern (deconectarea separatorului, depunere de particule metalice) aceasta nu rămâne ancorat între două puncte fixe ci, sub acţiunea efectului de buclă, se deplasează în interiorul instalaţiei până întâlneşte limita (izolatorul conic) unui compartiment. În fig.11.14 s-a schiţat această evoluţie din poziţia *a*, ancorat între punctele *m* şi *n* arcul electric trece în poziţia *b* în care, rămânând fixat, are tendinţa de a perfora anvelopa. Între energia dezvoltată de arcul electric şi creşterea de presiune a gazului într-un *volum limitat*, există teoretic o dependenţă lineară, după cum rezultă din dezvoltarea care urmează.

Principiul I al termodinamicii (legea energiei) se scrie:

$$\begin{array}{ccccc} \Delta Q & = & \Delta U & + & \Delta L \\ \textit{energia} & & \textit{creşterea} & & \textit{lucrul} \\ \textit{introdusă} & & \textit{energiei} & & \textit{mecanic} \\ \textit{în sistem} & & \textit{interne} & & \textit{efectuat} \end{array} \qquad (11.26)$$

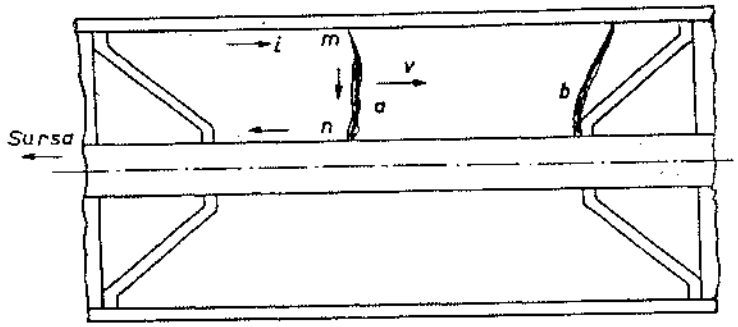


Fig. 11.14. Arcul electric intern.

Pentru durata scurtă a arcului electric se poate considera că regimul este adiabatic. De asemenea, sistemul nu efectuează lucru mecanic intern, astfel încât relaţia (11.26) devine

$$\mathrm{d}Q = \mathrm{d}U = c_v \left[\frac{\mathrm{Ws}}{\mathrm{kgK}}\right] \mathrm{d}T \quad [\mathrm{K}] \qquad (11.27)$$

unde c_v este căldura specifică sub volum constant, cu expresia

$$c_v = \frac{\mathrm{d}U}{\mathrm{d}T} \qquad (11.28)$$

Ecuaţia (11.27) se integrează între limite de energie şi temperatură:

$$\int_{Q_1}^{Q_2} \mathrm{d}Q = c_v \int_{T_1}^{T_2} \mathrm{d}T$$

sau

$$Q_2 - Q_1 = c_v(T_2 - T_1) \qquad (11.29)$$

unde T_1 este temperatura gazului înainte de apariţia arcului electric, iar T_2 este temperatura gazului la un moment dat în prezenţa arcului electric.

Ecuaţia gazului SF_6 (considerat perfect), înainte şi după apariţia arcului electric, se scrie sub forma:

$$p_1 v = RT_1 \qquad (11.30)$$

$$p_2 v = RT_2 \qquad (11.31)$$

sau

$$(p_2 - p_1)v = R(T_2 - T_1) \qquad (11.32)$$

cu v în [m^3/kg]. Din relaţiile (11.29) şi (11.32) se obţine:

$$\Delta Q = Q_2 - Q_1 = c_v \frac{v(p_2 - p_1)}{R} \left[\frac{\mathrm{Ws}}{\mathrm{kg}}\right] \qquad (11.33)$$

Dacă energia dezvoltată de arcul electric este de forma

$$W_a = \int_0^t ui\,dt \quad [\mathrm{Ws}] \tag{11.34}$$

şi se consideră distribuită tuturor moleculelor de gaz, creşterea de energie din relaţia (11.33) se evaluează cu relaţia:

$$\Delta Q = Q_2 - Q_1 = \frac{W_a}{pV} = \frac{vW_a}{V} \quad \left[\frac{\mathrm{Ws}}{\mathrm{kg}}\right] \tag{11.35}$$

unde $\rho[\mathrm{kg/m^3}]$ este densitatea gazului, iar $V[\mathrm{m^3}]$ este volumul incintei.

Din relaţiile (11.33) şi (11.35) rezultă creşterea de presiune

$$\Delta P = p_2 - p_1 = \frac{RW_a}{c_v V} \tag{11.36}$$

Constanta R a gazului SF_6 se exprimă în funcţie de constanta universală $\Re$ a gazelor:

$$R = \frac{\Re}{M_{mol}} = \frac{\Re}{(M)} \tag{11.37}$$

astfel încât relaţia (11.36) se transformă în

$$\Delta P = \frac{\Re W_a}{M_{mol} c_v V} \tag{11.38}$$

Se observă că:

a) $M_{mol}\left[\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{kmol}}\right] \cdot c_v\left[\frac{\mathrm{Ws}}{\mathrm{kg\,K}}\right] = C_v\left[\frac{\mathrm{Ws}}{\mathrm{kmol\,K}}\right]$ (11.39)

căldura specifică molară sub volum constant.

b) Din manualele de fizică [11.18] constanta universală $\Re$ a gazelor se poate exprima în funcţie de căldurile specifice molare sub presiune constantă C_p şi volum constant C_v:

$$\Re = C_p - C_v \tag{11.40}$$

Astfel relaţia (11.38) a creşterii presiunii în volumul V, limitat, se scrie:

$$\Delta P = (\varkappa - 1)\frac{W_a}{V} \quad \left[\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{m^2}}\right] \tag{11.41}$$

unde $\varkappa = \frac{C_p}{C_v}$ este exponentul adiabatic.

Notă. a) Pentru calculele numerice şi gazul SF_6 există următoarele date [11.18,11.25]:

$$\Re = 8314 \quad \left[\frac{\mathrm{Ws}}{\mathrm{kmol\,K}}\right]$$

$$M_{mol} = (M) = 146 \quad \left[\frac{\mathrm{kg}}{\mathrm{kmol}}\right]$$

$$\varkappa = 1{,}08$$

$$c_p = 0{,}75 \cdot 10^3 \quad \left[\frac{\mathrm{Ws}}{\mathrm{kg\,K}}\right]$$

$$c_v = 0{,}694 \cdot 10^3 \quad \left[\frac{\mathrm{Ws}}{\mathrm{kg\,K}}\right]$$

b) Relaţia (11.41) suferă corecţii pentru că arcul electric nu determină aceeaşi temperatură în toată masa de gaz, iar în prezenţa arcului electric gazul SF_6 reacţionează exotermic [11.14] cu metalul anvelopei şi al conductorului central. Relaţia (11.41) devine astfel:

$$\Delta P = (\varkappa - 1)\frac{Ws}{V} f_c \tag{11.42}$$

unde factorul de corecţie $f_c \approx 0{,}1 \ldots 0{,}5$.

c) Se efectuează cercetări [11.17] în vederea obţinerii unui arc electric rotitor la limita unui compartiment.

d) Instalaţiile moderne sunt echipate cu senzori sensibili la creştere de presiune cu ajutorul cărora se previne perforarea anvelopei. Dacă acest proces fizic se produce, rezultă o explozie cu gaz fierbinte, ceea ce este neindicat pentru personalul de exploatare şi obiectele învecinate.

e) În fabricaţia instalaţiilor capsulate se practică o igienă industrială şi o testare a componentelor după metodologii specifice.

f) Încercările de rigiditate dielectrică şi de comutaţie a separatoarelor sunt concludente numai în punctul de instalare în reţeaua electrică şi în acest scop se construiesc surse de testare mobile.

12

Corelarea electromecanică

Performanţele electrice ale aparatelor de comutaţie mecanică sunt condiţionate de asigurarea unor parametri cinematici cum sunt: viteza elementului mobil de contact, cursa acestui element. Parametrii cinematici sunt asiguraţi de mecanismul de acţionare. În lanţul elementelor care asigură performanţele aparatului intră şi senzorii de regim anormal (relee şi declanşatoare).

Dependenţa între parametrii electrici şi cei mecanici se urmăreşte pe următoarele două exemple:

În fig.12.1 se prezintă, calitativ, diagramele *mărimilor electrice*: u_{AB}-tensiunea la borne; i-intensitatea curentului, şi a *mărimilor cinematice*: v-viteza de antrenare a tijei; x-cursa tijei; F_a-forţa de accelerare a tijei, la un întrerupator cu ulei puţin de tipul celui schiţat în fig.10.5.

Închiderea întreruptorului se urmăreşte în fig.12.1,*a* şi fig.10.5. Contactul mobil (vârful tijei) parcurge drumul $x=f_1(t)$. În momentul t_0 se dă comanda de închidere a întreruptorului, prin stabilirea unui circuit de comandă, iar în momentul t_1 tija mobilă, respectiv mecanismul, se pune în mişcare. Intervalul de timp $t_0...t_1$ constituie un *timp mort*. În momentul t_2, distanţa între tija mobilă *5* şi contactul fix *2* este suficient de mică pentru amorsarea arcului electric. Stingerea arcului electric are loc în momentul t_4, când se stabileşte un contact între piesele *5* şi *2*. Intervalul $t_2...t_4$ este *durata arcului*, care trebuie să fie cât se poate de redusă pentru a nu solicita contactul la arcul electric şi a nu produce gaze prin descompunerea uleiului. Din momentul t_3 până în momentul t_5 mecanismul este supus unei acţiuni de frânare. După câteva oscilaţii amortizate, contactul mobil *5* încetează mişcarea în momentul t_5.

Durata arcului electric $t_2...t_4$ este cuprinsă practic între 10^{-3} şi 10^{-2}s. *Timpul de închidere*, scurs între momentul t_0 al comenzii de închidere şi t_4 al stingerii arcului, este de ordinul 0,14...0,2 s. Întreruptoarele din instalaţiile de distribuţie (10...20 kV) şi care nu sunt prevăzute cu dispozitiv de reanclanşare automată, pot avea timpi de închidere de ordinul a câteva secunde.

Deschiderea întreruptorului se urmăreşte în fig.12.1,*b*. Comanda de deschidere este dată de momentul t_0. În momentul t_1 contactul mobil se pune în mişcare. Durata $t_0...t_1$ constituie timpul mort la deschidere. În momentul t_1 tija mobilă *5* se separă de contactul fix *2*, producând apariţia arcului electric, care arde

până în momentul t_3. Din momentul t_4 apare acţiunea de frânare a mecanismului, iar în momentul t_5 mişcarea tijei a încetat, după ce în prealabil a executat câteva oscilaţii amortizate.

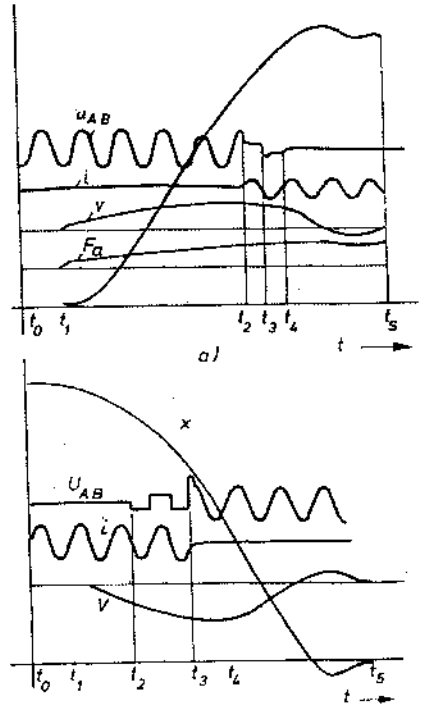


Fig. 12.1. Mărimi electrice şi cinematice: *a)* la închidere; *b)* la deschidere.

Un rol important la deschidere îl joacă *durata arcului* $t_2...t_3$, care la aparatele moderne ultrarapide este de 1...2 semiperioade, adică 0,01...0,02s, iar la aparatele mai puţin perfecţionate este de 0,06...0,1 s.

Durata de întrerupere, definită ca $t_0...t_3$, adică timpul scurs între momentul comenzii de declanşare şi momentul întreruperii arcului, este de circa 0,25 s la aparatele lente şi de 0,042 s la aparate ultrarapide, cu durata arcului $t_2...t_3$=0,015 s şi timpul mort $t_0...t_1$=0,020...0,027 s.

La un întreruptor de joasă tensiune de tipul OROMAX (Electroaparataj), durata deplasării elementului mobil de contact la închidere este de 0,064 s, iar la deschidere este de 0,024 s, pentru o cursă de 23,7 mm. Se realizează astfel o viteză medie, a elementului de contact, la închidere v_{mi}=0,37 m/s şi la deschidere v_{md}=1 m/s. Vitezele prescrise ale elementului de contact sunt determinate de mecanismul aparatului.

12.1. Mecanisme de acţionare

În vederea optimizării unui mecanism de acţionare se urmăresc următoarele scopuri:

* Satisfacerea condiţiilor de cinematică, în acord cu parametrii electrici şi necesităţiile de exploatare cu declanşarea liberă şi reanclanşarea automată rapidă (RAR);

* Miniaturizarea la maximum a mecanismului în vederea economisirii de materiale;

* Realizarea unui sistem simplu şi fiabil.

În vederea realizării scopurilor menţionate sunt uzuale următoarele soluţii constructive:

* *cu acumulare de energie în resort* - la întreruptoarele cu ulei puţin, la cele cu comutaţie în vid, la întreruptoarele cu SF_6 de tipul cu autosuflaj;

* *cu acţiune pneumatică* - la întreruptoarele cu aer comprimat (mai vechi), la unele întreruptoare cu gazul SF_6, la separatoare;

* *oleopneumatică* - la întreruptoarele de înaltă tensiune, când sunt două sau mai multe camere de stingere în serie pe fiecare pol.

12.1.1. Mecanisme de acumulare a energiei în resort

Principiul de funcţionare al unui asemenea mecanism constă în a acumula energie pe o durată mai mare (spre exemplu 15 s) şi a elibera această energie în mod brusc (de exemplu 1ms) , conform cu relaţiile:

a) la mişcarea de translaţie

$$W = \int_0^{t_1} P\,dt = \int_0^{t_2} P'\,dt \qquad (12.1)$$

b) la mişcarea de rotaţie

$$W = \int_0^{t_1} M\omega\,dt = \int_0^{t_2} M'\omega'\,dt \qquad (12.2)$$

relaţii în care $P' \gg P$, $M'\omega' \gg M\omega$; $t_2 \ll t_1$.

Un exemplu de mecanism de acţionare cu acumulare de energie în resort este dat de fig.12.2 şi se referă la acţionarea unui întreruptor cu SF_6 de 145 kV [12.1]. Resoartele *4* şi *11* sunt destinse.

Armarea resortului de închidere 4. După conectarea electromotorului *1*, roata *3* se roteşte cu aproximativ 180° şi odată cu ea şi cama *6*, obţinând situaţia din fig.12.3; resortul *4* este armat (comprimat), iar energia lui este zăvorâtă cu clichetul *17*. Mecanismul *7*, imediat după armarea resortului *4*, este decuplat automat astfel încât nu este necesar să se frâneze motorul *1*. Durata de armare a resortului *4* este de aproximativ 15 s.

Închiderea întreruptorului. Bobina declanşatorului *16* este excitată, resortul *4* se destinde, cama *6* se roteşte, iar rola *7* ajunge în poziţia desenată cu tentă închisă. Pârghia *12* se roteşte, iar prin intermediul tijei *13*, resortul *11* este comprimat, întreruptorul este închis. În acelaşi timp pârghia *10* acroşează clichetul *9*. În mod automat resortul *4* este comprimat.

Deschiderea întreruptorului. Prin excitarea bobinei declanşatorului *8* se eliberează energia acumulată în resorul *11*, iar întreruptorul se deschide. Amortizorul *15* preia excesul de energie.

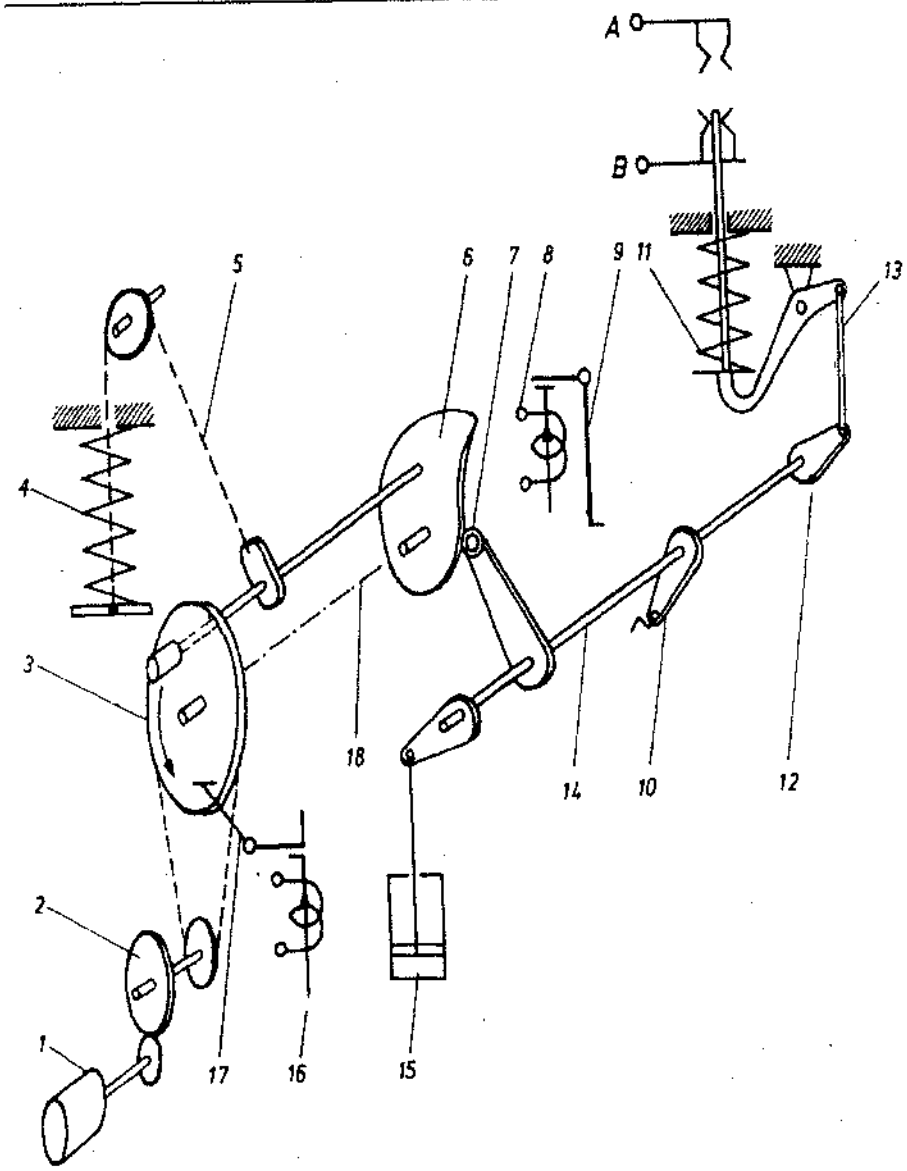


Fig. 12.2. Mecanism de acţionare cu acumulare de energie în resort:
1 - electromotor; *2* - transmisie; *3* - roată dinţată pentru lanţ; *4* - resort de închidere; *5* - lanţ de transmisie; *6* - camă; *7* - rolă; *8* - bobină de declanşare; *9* - clichet de declanşare; *10* - pârghia clichetului *9*; *11* - resort de declanşare; *12, 13* - pârghie; *14* - axul secundar; *15* - amortizor; *16* - bobină de închidere; *17* - clichet; *18* - axul primar (poziţia declanşat cu ambele resoarte destinse); *A, B* - bornele întreruptorului.

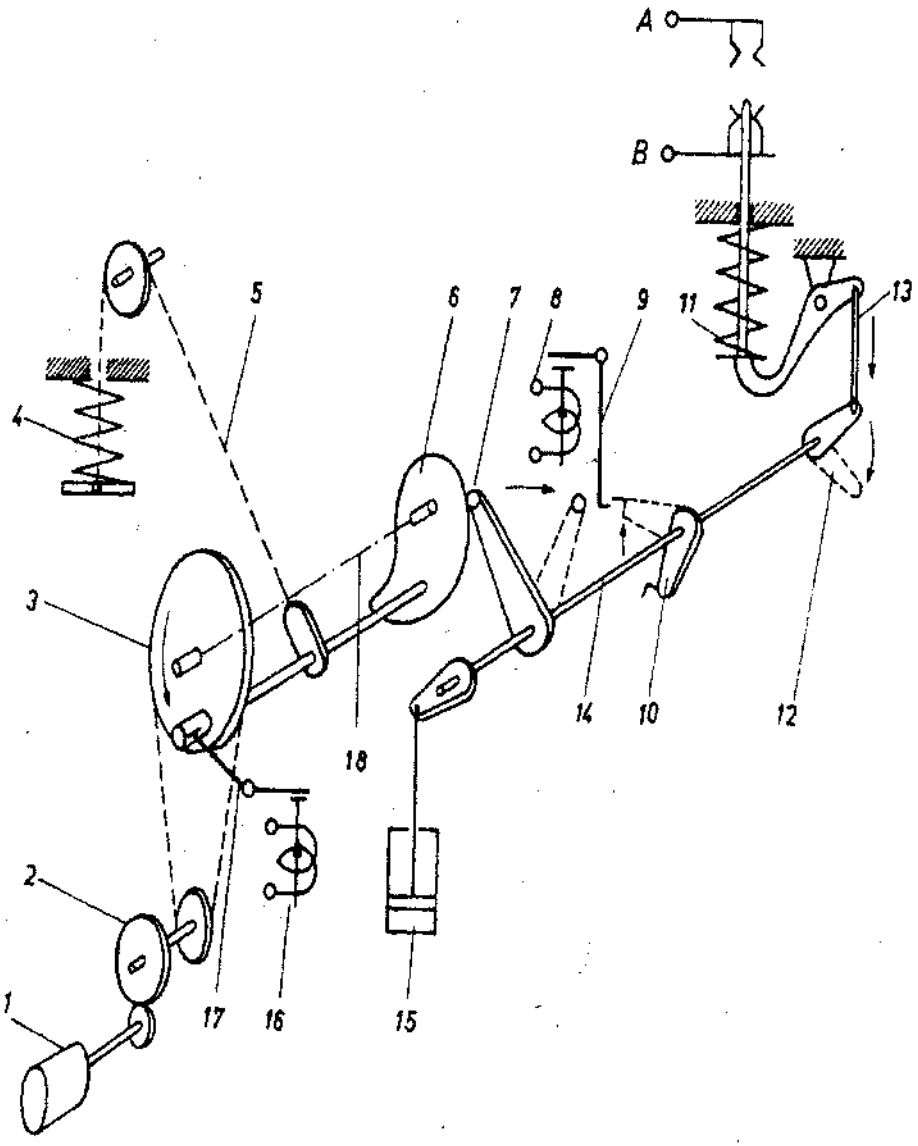


Fig. 12.3. Ca fig. 12.2, dar cu resortul de închidere armat şi resortul de deschidere destins.

Notă. La întreruptoarele de joasă tensiune de tip compact se foloseşte un singur resort atât pentru închiderea, cât şi pentru deschiderea aparatului. Schema cinematică a acestui aparat este dată în fig.9.20, iar schemele electrice de acţionare, în fig.9.21.

Declanşarea liberă. Mecanismele de acţionare ale întreruptoarelor de putere joasă şi înaltă tensiune realizează şi funcţia de *declanşare liberă*, prin care este imposibil să se menţină întreruptorul în pozitia închis dacă se menţine o comandă automată sau voită de deschidere. Astfel, în fig.12.3, dacă bobina declanşatorului *8* este excitată, nu este posibil să se realizeze acroşajul între piesele *9* şi *10*. Cu alte cuvinte, există o prioritate a comenzii de deschidere asupra comenzii de închidere. Dispozitivul de declanşare liberă împiedică închiderea şi menţinerea întreruptoarelor pe scurtcircuit. Închiderea întreruptorului este posibilă numai dacă a fost anulată comanda de deschidere. În fig.12.4 sunt prezentate digramele cursei tijei mobile la declanşarea liberă d_l (pe scurtcircuit) şi la declanşarea d_n (fără comandă de deschidere). Se observă că, la închiderea întreruptorului, tija mobilă nu atinge tulipa deoarece cursa x este mai mică decât distanţa l_1 până la tulipă.

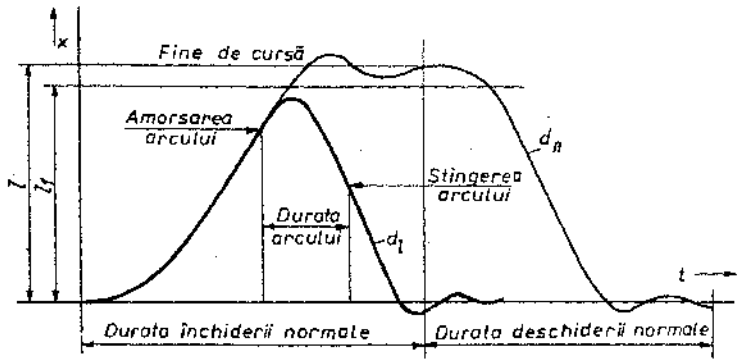


Fig. 12.4. Declanşare liberă.

12.1.2. Acţionarea pneumatică

Pentru acţionarea întreruptoarelor cu aer comprimat (vezi fig.10.17 şi 10.23), un rezervor de aer comprimat local este ataşat întreruptorului. Aerul comprimat, în unele execuţii de aparate, serveşte şi la stingerea arcului electric.

12.1.2.1. Volumul rezervorului. După efectuarea unui număr limitat de acţionări (spre exemplu două deschideri şi o închidere) presiunea în rezervor ajunge la valoarea minimă p_m, iar o electrovalvă permite completarea cu aer a

rezervorului până la stabilirea presiunii maxime p_M.

Volumul rezervorului propriu se calculează în funcţie de numărul de acţionări impuse. Asigurarea a două deschideri şi a unei închideri a întreruptorului permite utilizarea acestuia în schemele cu reanclanşare rapidă. Dacă se consideră ecuaţiile de stare ale aerului în rezervor, la începutul şi sfârşitul ciclului de acţionări, se scrie:

$$\frac{p_0}{p_n} = \frac{M_0}{M_0 - nM_m} \tag{12.3}$$

unde:

p_o - reprezintă presiunea iniţială;
p_n - presiunea după n manevre;
M_o - masa aerului în rezervor la presiunea po;
$M_o - nM_m = M_n$ - masa aerului în rezervor după n manevre;
M_m - masa aerului necesar executării unei manevre.

Dacă se admite că presiunea în rezervor nu variază în limite mari, se poate accepta că pentru fiecare manevră se utilizează practic aceeaşi masă (cantitate) de aer, iar ecuaţia (12.3) se scrie:

$$\frac{p_0}{p_n} = \frac{V_R}{V_R - nV_m} \tag{12.4}$$

unde V_R este volumul rezervorului, iar V_m este volumul de aer consumat pentru o singură manevră la presiunea p_o, presupusă constantă.

Din ecuaţia (12.4) rezultă volumul rezervorului:

$$V_R = nV_m \frac{p_0}{p_0 - p_n} \tag{12.5}$$

Alimentarea rezervorului propriu cu aer comprimat se poate face de la reţeaua de aer comprimat, care posedă o staţie centrală de compensare. Se pot face astfel economii privind costul compresoarelor. Se poate concepe însă şi echiparea fiecărui întreruptor cu compresor propriu, ceea ce se întâmplă la întreruptoare de înaltă tensiune. În acest caz se face economie la costul reţelei de aer comprimat.

Dacă producerea aerului are loc la presiuni înalte (60 bar), este necesară reducerea presiunii la presiunea de utilizare în dispozitivele de acţionare (15...20 bar). Un reductor de presiune cu clapetă, cum este cel schiţat în fig.12.5, constituie un dispozitiv simplu utilizat în scopul menţionat. Dacă p_1 este presiunea ridicată, iar p_2 cea coborâtă (redusă), valoarea acesteia rezultă din condiţia:

$$p_2 A_p + (p_1 - p_2) A_c < F \tag{12.6}$$

unde:

A_p este aria pistonului *1*;
A_c - aria clapetei *4*;
F - forţa antagonistă a resortului *2*.

Se poate astfel deduce valoarea presiunii reduse:

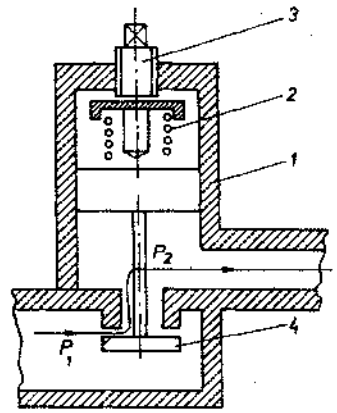


Fig. 12.5. Reductor de presiune: *1* - corpul reductorului; *2* - resort; *3* - şurub de reglaj; *4* - clapetă.

$$p_2 = \frac{F - A_c p_1}{A_p - A_c} \tag{12.7}$$

Din relaţia (12.7) rezultă că valoarea presiunii reduse p_2 este cu atât mai puţin dependentă de valoarea presiunii p_1, cu cât aria clapetei A_c este mai mică. Dar, în acest caz, debitul de aer care se scurge prin clapetă este redus. Reductoarele de presiune de tipul celui descris se pot construi economic numai dacă raportul p_1/p_2 nu este mai mare de 4.

Pentru debite mari se construiesc reductoare de presiune funcţionând după principiul "tot sau nimic". Aceste reductoare constau dintr-o electrovalvă comandată de un presostat (manometru cu contact). Astfel presiunea p_2 este independentă de presiunea p_1.

12.1.2.2. Instalaţia centrală de aer comprimat. Rezervorul de aer comprimat ataşat întreruptorului oferă posibilitatea unui număr mic de manevre (de exemplu două deconectări şi o anclanşare). De aceea, o instalaţie de aer comprimat centrală trebuie să asigure consumul necesar într-o staţie în care există mai multe aparate (întreruptoare şi separatoare) acţionate cu aer comprimat.

Pentru calculul debitului instalaţiei de aer comprimat se folosesc notaţiile:

V_a - volumul de aer necesar unei anclanşări, în m^3;
V_d - volumul de aer necesar unei declanşări, în m^3;
n - numărul de anclanşări şi declanşări în 24 h;
V_s - cantitatea de aer de scăpări în 1 h, în m^3/h.

Rezultă cantitatea de aer necesară într-o oră:

$$\dot{V}_h = \frac{n}{24}(V_a + V_d) + V_s \left[\frac{m^3}{h}\right] \tag{12.8}$$

Se defineşte gradul de utilizare al compresorului:

$$k_u = \frac{\dot{V}_h}{\dot{V}_c} \tag{12.9}$$

unde $\dot{V}_c$ este debitul compresorului, iar $k_u \approx 0{,}2$. De aici rezultă debitul compresorului:

$$\dot{V}_c = \frac{1}{K_u}\left[\frac{n}{24}(V_a + V_d) + V_s\right] \tag{12.10}$$

Schema de principiu a unei instalaţii de aer comprimat cu rezervoare centrale de aer comprimat este indicată în fig.12.6. Funcţionarea se poate urmări

pe baza legendei figurii.

După practica europeană treptele de presiune sunt 30...40 bar, de înaltă presiune şi 16...20 bar, respectiv 5...10 bar la aparate. După unele practici treapta de înaltă presiune este de 180 bar, iar la aparate se utilizează 16 bar.

Electrovalve. Pentru admisia, evacuarea şi reducerea presiunii aerului comprimat se utilizează electrovalvele de tipul cu acţionare directă sau cu releu pneumatic.

Electrovalva cu acţionare directă este schiţată în fig.12.7. Dacă A_c este aria clapetei, p_1 presiunea rezervorului central, p_2 presiunea de lucru a aparatului, electromagnetul *2* trebuie să dezvolte o forţă mai mare decât $F = A_c(p_1 - p_2)$, deoarece trebuie să se învingă şi forţa de comprimare a resortului antagonist şi a frecăriilor în garniturile de etanşare. În adevăr, la anularea excitaţiei electromagnetului *2* este necesar ca resortul *3* să împingă clapeta *1* pe locaşul său, învingând frecările în garniturile de etanşare.

În cazul debitelor mari, care necesită secţiuni de trecere în electrovalva de câţiva cm^2, forţa dezvoltată de electromagnet ajunge la câteva sute de N, dacă presiunea în rezervorul de aer este de 10...15 bar.

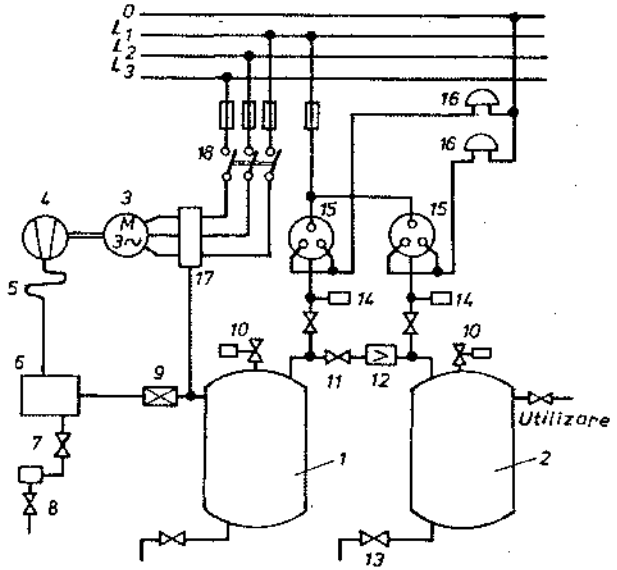


Fig. 12.6. Instalaţie centrală de produs aer comprimat:
1 - rezervor de înaltă presiune; *2* - rezervor de joasă presiune; *3* - electromotor; *4* - compresor; *5* - răcitor de aer; *6* - separator de apă şi ulei; *7* - ventil pentru golirea apei; *8* - ventil de evacuare; *9* - ventil unidirecţional; *10* - ventil de siguranţă; *11* - ventil de închidere; *12* - reductor de presiune; *13* - ventil pentru eliminarea condensului; *14* - flanşe cu manometru; *15* - manometru cu contact la presiune maximă şi minimă; *16* - sonerie; *17* - întreruptor cu regulator de presiune; *18* - întreruptor principal.

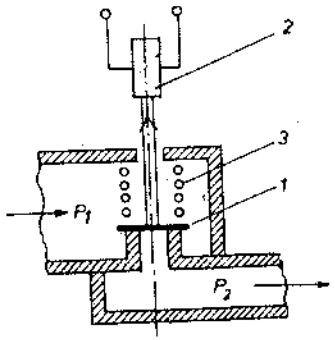


Fig. 12.7. Electrovalvă cu acţionare directă.

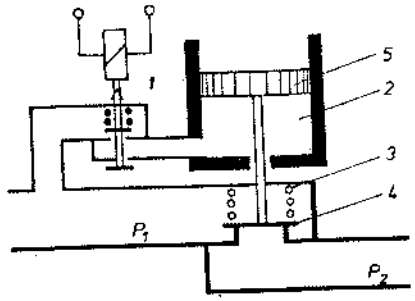


Fig. 12.8. Electrovalvă cu releu pneumatic.

Electrovalva cu releu pneumatic este schiţată în fig.12.8. Electrovalva pilot *1* comandă admisia aerului din rezervor la presiunea p_1 în cilindrul de comandă *2*. În lipsa excitaţiei în bobina electrovalvei aerul este evacuat din cilindrul *2*, iar resortul *3* asigură aşezarea clapetei *4* pe locaşul său. Dacă se notează: A_p - aria pistonului *5* şi A_c - aria clapetei principale *4*, condiţiile de funcţionare ale dispozitivului sunt:

$$p_1 A_p > A_c(p_1 - p_2)$$

iar dacă p_2 este nul:

$$p_1 A_p > A_c p_1 \quad \text{sau} \quad A_p > A_c ,$$

adică este necesar ca aria pistonului să fie mai mare decât a clapetei.

12.1.3. Acţionarea oleopneumatică

La întreruptoarele cu ulei puţin cu tensiuni de lucru de 123 kV pe cameră de stingere, tija efectuează la introducerea în tulipă o cursă relativ mare (500...600 mm.) într-un timp scurt (2...3 semiperioade).

În asemenea situaţii, în care se cere o energie mare de acţionare, se utilizează acţionarea oleopneumatică, cu ajutorul căreia se acumulează energie într-un gaz comprimat la o presiune înaltă (300 bar). Energia necesară acţionării aparatului se obţine prin destinderea gazului.

În fig.12.9 se indică modul de acumulare a energiei până la 10 000 Nm. Într-un rezervor cilindric *1* se află un piston liber *2*, care separă în rezervor pe o parte gazul (aer sau azot) în care se acumulează energia, iar pe cealaltă parte un lichid (ulei), care este trimis sub presiune de către o pompă.

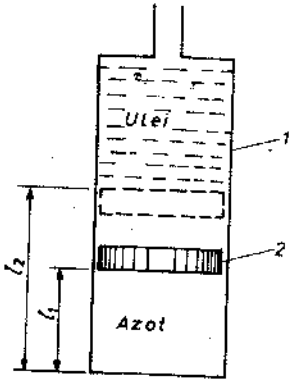


Fig. 12.9. Relativ la principiul de acţionare oleopneumatic.

Cu notaţiile din fig.12.9, prin destinderea gazului, la efectuarea cursei elementare dl a pistonului se eliberează energia:

$$dW = pAdl = p_0 \frac{l_0}{l} A dl \qquad (12.11)$$

unde:

p_0 este presiunea de înmagazinare;
Al_0 - volumul de înmagazinare la presiunea p_0;
A - aria pistonului.

Prin destinderea finită de la volumul Al_1 şi presiunea p_1 la volumul Al_2 şi presiunea p_2 se eliberează energia:

$$W = p_0 l_0 A \int_{l_1}^{l_2} \frac{dl}{l} = p_0 V_0 \ln \frac{l_2}{l_1} = p_0 V_0 \ln \frac{p_1}{p_2} \qquad (12.12)$$

Se observă că energia W eliberată este cu atât mai mare cu cât presiunea p_0 este mai mare. În instalaţii executate $p_0 \approx 300$ bar.

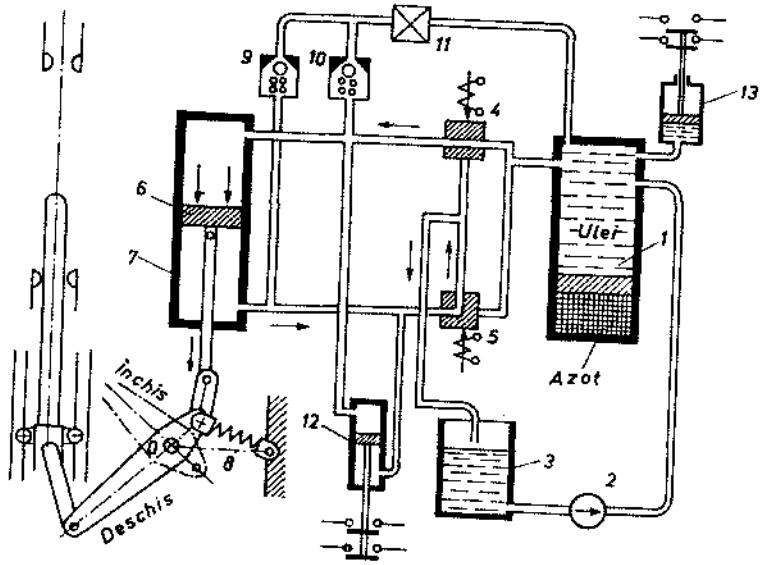


Fig. 12.10. Dispozitiv de acţionare oleopneumatic.

În fig.12.10 s-a reprezentat schematic un dispozitiv de acţionare oleopneumatic la întreruptoarele de construcţie UEPC. Presiunea de circa 300 bar

este asigurată în acumulatorul de energie *1*, cu ajutorul pompei *2*, care trimite ulei sub presiune din rezervorul *3*. În stare de repaus electrovalvele *4* şi *5* sunt închise, iar între feţele pistonului *6* nu există nici o diferenţă de presiune. Întreruptorul este menţinut în poziţiile închis sau deschis de resortul "tumbler" *8*. În figură, întreruptorul este desenat în poziţia deschis. Pentru a închide întreruptorul, printr-o comandă electrică se deschide valva *4*, care trimite ulei pe faţa superioară a pistonului *6*. Uleiul din partea inferioară a cilindrului este trimis în rezervorul *3*, prin intermediul electrovalvei *5*, care stabileşte comunicaţia necesară. După terminarea manevrei, electrovalvele *4* şi *5* se închid iar ansamblul revine în poziţia de repaus.

Pentru a comanda deschiderea, uleiul este trimis prin electrovalva *5* pe faţa inferioară a pistonului *6*, iar electrovalva *4* descarcă în rezervorul *3* uleiul de pe faţa superioară a pistonului *6*, care lucrează în cilindrul *7*. Ventilele de întoarcere *9* şi *10* asigură menţinerea conductelor din amonte de electrovalve la presiunea de 6 bar, pentru a nu permite intrarea aerului în ţevărie. Uleiul necesar provine de la acumulatorul de energie prin intermediul reductorului de presiune *11*.

Contactele auxiliare sunt acţionate de pistonul imagine *12*, a cărui poziţie reproduce situaţia de închis sau deschis.

Presostatul *13* blochează acţionarea întreruptorului în două stadii (primul închiderea, al doilea deschiderea), în cazul scăderii presiunii în acumulatorul de energie.

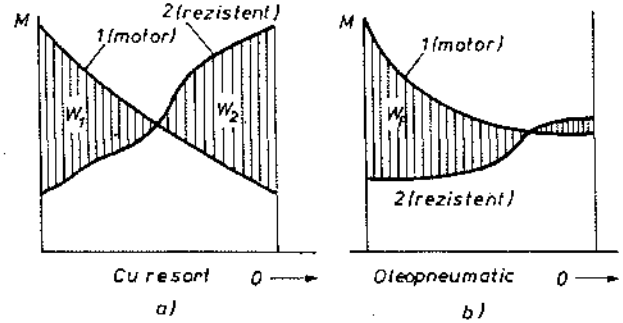


Fig. 12.11. Cuplul motor şi cel rezistent (calitativ) la acumularea energiei în resort *(a)* şi la acţionarea oleopneumatică *(b)*.

Avantajele mecanismului oleopneumatic constau în următoarele:

a. Transmisia mişcării de la acumulatorul de energie la întreruptor se face prin intermediul ţevilor parcurse de ulei, ceea ce suprimă servituţiile legăturilor mecanice între camerele de stingere ale unui pol şi între poli diferiţi.

b. Acumularea de energie se realizează în volume mai reduse decît în cazul acumulării energiei în resoarte.

c. Există un acord mai bun între cuplul motor şi cel rezistent decât în cazul comenzii mecanice cu resort, după cum se indică în fig.12.11. În adevăr, la

comanda cu resort reprezentată de diagrama *a)*, cuplul rezistent creşte pe măsură ce resortul de declanşare se armează, în timp ce la comanda oleopneumatică, schiţată în diagrama *b)*, nu există un resort care trebuie să fie armat, iar cuplul rezistent sporeşte la închidere, datorită frecărilor în contacte şi în parte efectului "tumbler" (basculare).

Excedentul de energie, în cazul comenzii oleopneumatice, este absorbit sub formă de pierderi de sarcină, ţinând seama că pierderile sunt proporţionale cu pătratul vitezei fluidului în ţevi. Se poate observa astfel că unui exces sau unei lipse importante de energie îi corespunde o variaţie mică de viteză, ceea ce permite un reglaj corespunzător al amortizărilor la fine de cursă.

d. Se elimină *dispozitivul de acroşaj* al întreruptorului, piesă extrem de delicată la întreruptoarele cu acţionare mecanică.

e. Ţevăria nu este sub presiune ridicată decât în momentul comenzii, ceea ce reduce considerabil uzura instalaţiei, poziţia de închis şi deschis fiind asigurată de dispozitivul tumbler.

12.1.4. Cinematica mecanismului bielă-manivelă

Mecanismul bielă-manivelă este utilizat frecvent în construcţia întreruptoarelor cu ulei puţin, în scopul transformării mişcării de rotaţie în mişcare de translaţie (vezi fig.10.5). La un asemenea mecanism este necesar ca forţa de introducere a tijei în tulipă să fie suficient de mare pentru a învinge frecările tijei în tulipă.

În fig.12.12 este prezentat schematic mecanismul bielă-manivelă al unui întreruptor cu ulei puţin din seria 20 kV, fabricat de UEPC. Biela (140 mm) şi manivela (125 mm) sunt desenate cu linii mai groase în poziţiile extreme. Între aceste poziţii manivela execută o rotaţie de aproximativ 90°, iar tija mobilă o cursă de 177 mm. În fig.12.13 se prezintă diagrama cursei în funcţie de unghiul de rotaţie al manivelei $x=f_1(\alpha)$ şi curba $dx/d\alpha = f_2(\alpha)$.

Această curbă prezintă un interes deosebit, deoarece, în primă aproximaţie, indică alura vitezei tijei. În adevăr, dacă se admite că $\alpha = kt$, rezultă:

$$\frac{dx}{d\alpha} = \frac{1}{k}\frac{dx}{dt} \qquad (12.13)$$

În momentul introducerii sau extragerii tijei de tulipă se poate scrie echivalenţa lucrului mecanic:

$$\eta M d\alpha = F dx \qquad (12.14)$$

unde M este cuplul dezvoltat de axul motor A, η-randamentul transmisiei şi F-forţa de antrenare a tijei (după direcţia x). Se obţine:

$$M = \frac{F}{\eta}\frac{dx}{d\alpha} \qquad (12.15)$$

adică, pentru $dx/d\alpha$ mic, se pot obţine valori mari ale forţei F, la un cuplu M constant.

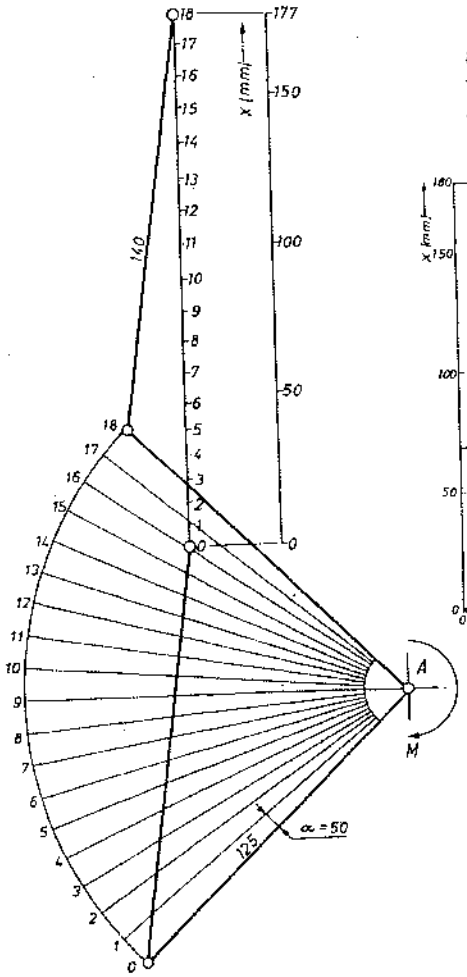


Fig. 12.12. Mecanism bielă-manivelă.

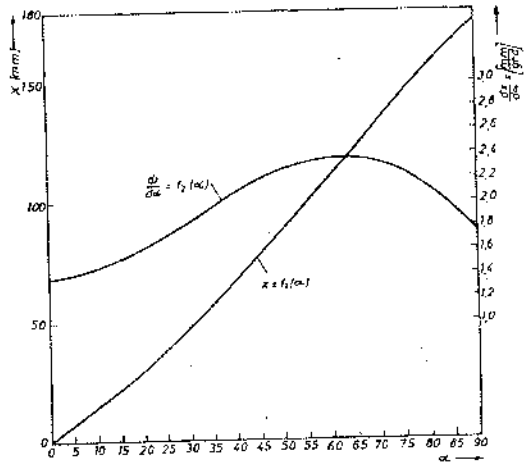


Fig. 12.13. Diagrama cursei $x = f_1(\alpha)$ şi curba $dx/d\alpha = f_2(\alpha)$.

12.1.5. Ecuaţia mişcării elementului mobil de contact

Această ecuaţie se stabileşte reducând mişcarea ansamblului de mase la aceea a unui punct material, care se deplasează după direcţia de mişcare a contactului mobil. În acest scop se raportează forţele şi masele în mişcare în modul următor.

Forţele care acţionează în punctul i se raportează după relaţia de conservare a lucrului mecanic elementar. Forţa raportată este:

$$F_{ri} = F_i \frac{dh_i}{dh_r} \tag{12.16}$$

unde dh_i este deplasarea forţei F_i, iar dh_r deplasarea corespunzătoare direcţiei de reducere.

Masele se raportează conform cu ecuaţia conservării energiei cinetice:

$$\frac{1}{2}\sum m_i v_i^2 = \frac{1}{2} m_r v^2$$

sau

$$m_r = \sum m_i \left(\frac{v_i}{v}\right)^2 \tag{12.17}$$

unde m_i sunt masele echivalente în punctele de articulaţie, iar v_i sunt vitezele corespunzătoare. Masele înlocuitoare în punctele de articulaţie se determină pe baza relaţiilor privind conservarea maselor, a centrului de masă şi a momentului de inerţie.

Relaţia privind conservarea maselor este:

$$\sum m_i = m \tag{12.18}$$

adică suma maselor înlocuitoare m_i este egală cu masa m uniform distribuită a elementului de mecanism cinematic. Pentru mecanisme care se mişcă într-un plan relaţia conservării centrului de masă este:

$$\left.\begin{aligned}\sum m_i x_i = 0 \\ \sum m_i y_i = 0\end{aligned}\right\} \tag{12.19}$$

unde x_i şi y_i sunt coordonatele masei înlocuitoare, când centrul de masă se ia drept origine a sistemului de coordonate.

Relaţia conservării momentului de inerţie este:

$$\sum m_i r_i^2 = J \tag{12.20}$$

unde J este momentul de inerţie al elementului de mecanism în raport cu centrul său de masă, iar r_i este distanţa de la masa înlocuitoare la centrul de masă.

Pentru iniţierea calculului se poate admite că viteza variază liniar, cel puţin pe porţiuni de cursă şi că, deci, acceleraţia este constantă pentru aceste porţiuni.

Aplicaţie la un întreruptor acţionat cu aer comprimat. În fig.12.14 este schiţat contactul unui întreruptor pneumatic, la care gazul comprimat serveşte la deplasarea tijei *1*, după învingerea forţei rezistente a resortului *3*, care, în poziţie de repaus asigură forţa de apăsare în contact. Tija *1* se deplasează în contactul alunecător 2, şi, ca urmare, asupra ei se exercită forţa de frânare corespunzătoare.

Ecuaţia mişcării tijei este de forma:

$$m\frac{d^2x}{dt^2} + C(x_0 + x) + F_f = p_0 A + btA + F_g \tag{12.21}$$

unde s-a notat

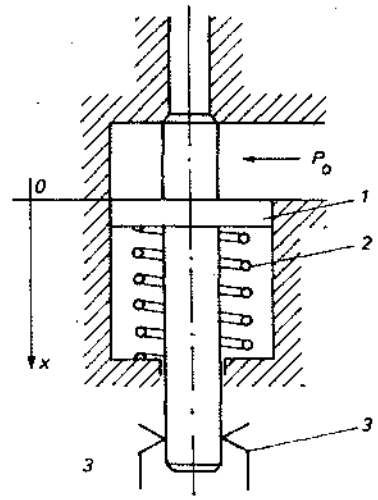


Fig. 12.14. Elementul mobil al unui întreruptor cu gaz (aer comprimat).

m - masa tijei;
C - constanta resortului;
x_0 - precomprimarea resortului;
F_f - forţa de frecare;
F_g - forţa gravitaţională a tijei;
p_0 - presiunea la care se iniţiază deplasarea ($p_0 A \approx Cx_0$);
b - panta de creştere a presiunii ($N/m^2 s$);
A - aria activă a pistonului.

Soluţia ecuaţiei diferenţiale (12.20) în domeniul imagine este:

$$\mathcal{L}x = \frac{D}{p^2(p^2+\Omega^2)} + \frac{E}{p(p^2+\Omega^2)} \tag{12.22}$$

cu notaţiile:

$$D = \frac{bA}{m};\quad \Omega^2 = \frac{C}{m}$$
$$E = \frac{p_0 A - Cx_0 - F_f + F_g}{m} \tag{12.23}$$

Soluţia în original este:

pentru cursa tijei:

$$x = \frac{D}{\Omega^2}(\Omega t - \sin\Omega t) + \frac{E}{\Omega^2}(1 - \cos\Omega t) \tag{12.24}$$

şi pentru viteza tijei:

$$v = \frac{D}{\Omega^3}(1 - \cos\Omega t) + \frac{E}{\Omega}\sin\Omega t \tag{12.25}$$

Notă: Întreruptoarele sunt echipate cu dispozitive de frânare ce sunt puse în funcţiune înainte de producerea impactului între elementul mobil şi cel fix al contactului. Rolul funcţional al frânării este de a reduce energia cinetică a echipajului mobil în etapa de fine de cursă şi deci de a realiza o ciocnire mai puţin violentă. Frânarea se face, pe cât posibil, fără restituire de energie şi de aceea energia de frânare se transformă în mare măsură în energie termică de frecare.

12.1.6. Acţionarea aparatelor de comutaţie în vid

După cum s-a menţionat în subcap.10.5, la aparatele de comutaţie în vid cursa contactului mobil este sensibil mai mică (de exemplu 14 mm la un întreruptor de 12 kV) în comparaţie cu aceea a unui întreruptor cu ulei puţin (de exemplu 177 mm la 12 kV). Ca urmare energia dezvoltată de mecanismele de acţionare a aparatelor de comutaţie în vid rezultă mult mai mică decât aceea a aparatelor cu ulei puţin sau cu stingere în aer la presiunea atmosferică.

12.1.6.1. Acţionarea contactoarelor. Un exemplu reprezentativ de corelare electromagnetică la un contactor de 6,6 kV, 400 A cu schema cinematică din fig.10.51, poate fi urmărit pe oscilogramele din fig.12.15, cu următoarea semnificaţie a curbelor:

a - curentul în bobina electromagnetului, la închidere;
b - curentul în bobina electromagnetului, la deschidere;
c - cursa contactului mobil, la închidere;
d - cursa contactului mobil, la deschidere.

La închidere durata totală de acţionare este de 86 ms, din care 40 ms reprezintă durata deplasării contactului mobil. Viteza de impact, la închidere, este aproximativ 0,175 m/s. Curentul în bobina de excitaţie este limitat la 0,5 A de o rezistenţă economizoare.

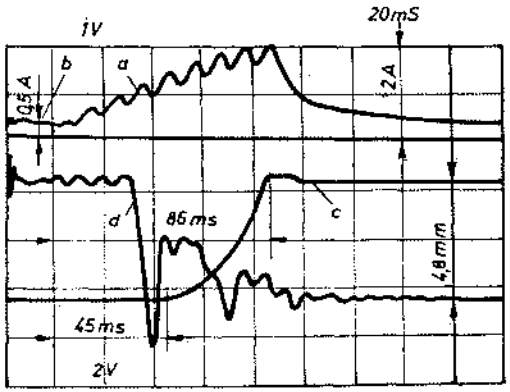


Fig. 12.15. Corelare electromecanică la un contactor în vid, explicaţii în text.

La deschidere durata totală de acţionare este de 32 ms, din care durata deplasării contactului mobil este de 4 ms. Viteza în momentul iniţierii cursei elementului mobil de contact este de 1m/s. Se observă că în momentul separării elementelor de contact viteza nu este nulă, ci are o valoare apreciabilă, ceea ce se obţine prin efectuarea unei curse în gol a pârghiei care antrenează contactul mobil.

12.1.6.2. Acţionarea întreruptorului de putere. Sistemul de acţionare nu trebuie să solicite camera de stingere la încovoiere sau torsiune, pentru a nu solicita lipiturile metal-ceramică. După cum s-a arătat în fig.10.57, elmentul mobil al contactului este ghidat ferm de un contact alunecător cu casetă. Sistemul de transmisie al mişcării de la axa mecanismului la piesa mobilă de contact a fost prezentat în fig.10.58. Mecanismul bielă-manivelă (*1,2*) transmite mişcarea piesei de contact prin intermediul resortului *3*, care asigură forţa de apăsare în contact, prin depăşirea unui punct mort. Astfel, în poziţiile deschis şi închis tija 2 nu

suferă nici o solicitare mecanică. Mecanismul propriu-zis, care transmite mişcarea de rotaţie sistemului bielă-manivelă este schiţat în fig.12.16 şi este de tipul cu acumulare de energie în resort. Explicaţiile sunt date în legenda figurii.

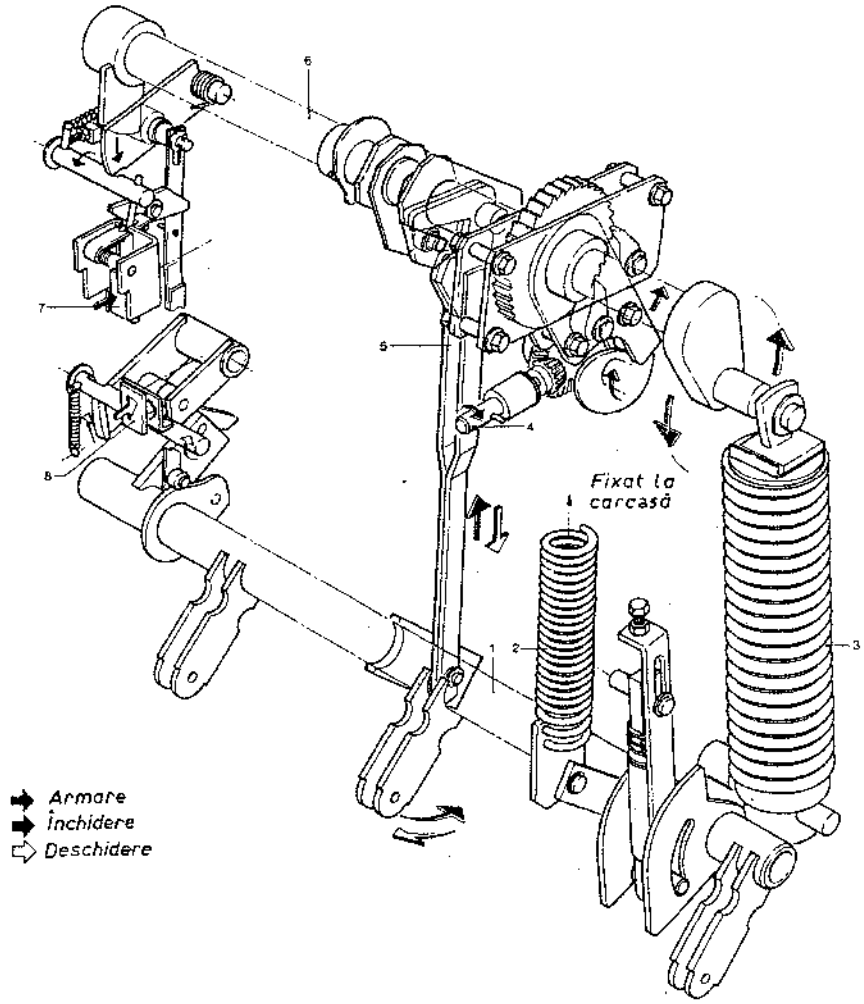


Fig. 12.16. Mecanism de acţionare la un întreruptor în vid AEG :
1 - ax de rotaţie; *2* - resort de declanşare; *3* - resort de anclanşare; *4* - ax de activare manuală; *5* - pârghie de cuplaj; *6* - ax de tensionare; *7* - buton pentru închidere; *8* - buton pentru deschidere.

12.2. Relee şi declanşatoare

Aparatele de comutaţie mecanică de înaltă şi joasă tensiune care întrerup curenţii de suprasarcină şi de scurtcircuit sunt echipate cu senzori destinaţi a transmite impulsuri electrice sau mecanice la apariţia curenţilor anormali. În tehnica aparatelor de comutaţie există trei categorii de senzori: a) termici; b) electromagnetici; c) electronici. Senzorii asociaţi cu un element de execuţie poartă denumirea curentă fie de *relee*, fie de *declanşatoare*.

Declanşatorul este un organ sensibil la un curent anormal; este format dintr-un senzor şi un sistem mecanic care transmite un impuls unui mecanism, în scopul deconectării aparatului.

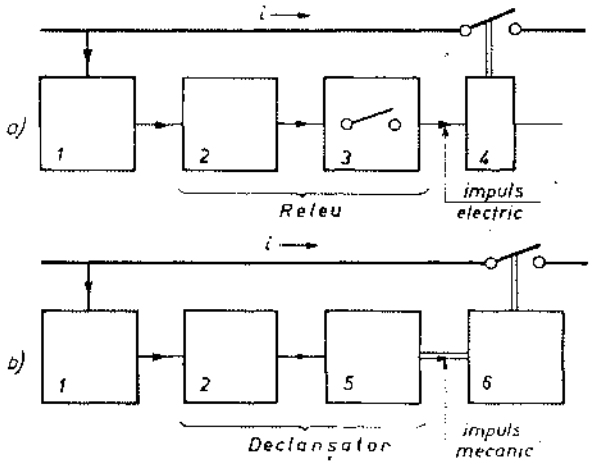


Fig. 12.17. Lanţul de acţionare la un contactor a) şi la un întreruptor b):
1 - convertor de mărime; *2* - senzor; *3* - sistem de contacte; *4* - bobina electromagnetului; *5* - transmisie mecanică; *6* - mecanismul întreruptorului.

Releul este un organ sensibil la un curent anormal; este format dintr-un senzor şi un sistem de contacte, cu ajutorul cărora se transmite un impuls electric în vederea deconectării aparatului. În fig.12.17 se prezintă schematic lanţul informaţional pentru contactoare *a)* şi întreruptoare *b)*. Acelaşi tip de senzor poate fi utilizat fie la realizarea unui releu, fie a unui declanşator. Acesta este cazul senzorului termic, numit în mod curent lamă bimetal. Mărimile electrice supravegheate sunt intensitatea curentului şi tensiunea reţelei de alimentare. Când aceste mărimi depăşesc limitele tehnico-economice de realizare a declanşatoarelor şi releelor, senzorii acestora primesc informaţiile necesare prin intermediul

convertoarelor numite reductoare de curent, şunturi, reductoare de tensiune.

Obiectul acestui capitol îl constituie tipurile reprezentative de relee şi declanşatoare aferente aparatelor de comutaţie.

12.2.1. Lama bimetal ca senzor termic

Pentru protecţia electromotoarelor şi mai ales a motoarelor asincrone este indicat să se utilizeze un dispozitiv de protecţie sensibil la încălzire, bazat pe controlul direct al temperaturii. Se folosesc astfel termocuple, microbimetale, termistoare, plasate în punctele critice ale maşinii protejate. Această soluţie presupune plasarea traductoarelor de temperatură la uzinarea maşinii şi se aplică numai la unităţi mari, cum sunt generatoarele sincrone din centralele electrice şi motoarele sincrone de mare putere.

Utilizarea *imaginii termice* este interesantă din punct de vedere teoretic şi constă în a reproduce pe o rezistenţă temperatura maşinii. Rezistenţa este parcursă fie de curentul maşinii, fie de un curent proporţional cu curentul acesteia. Metoda imaginii termice nu este utilizabilă la maşini cu porniri şi opriri repetate şi la maşini cu viteză variabilă, deoarece răcirea unei maşini depinde de viteza sa, cunoscând că în majoritatea cazurilor ventilatorul este direct plasat pe axul maşinii. Această modelare a ventilaţiei este greu de reprodus pe imaginea termică.

Utilzarea *lamei bimetal*, ca soluţie de compromis pentru protecţia instalaţiilor împotriva suprasarcinilor, este de largă răspândire. Cu bimetale se echipează declanşatoarele întreruptoarelor de protecţie de joasă tensiune şi releele contactoarelor. Prin folosirea bimetalului nu se măsoară direct temperatura obiectului protejat, ci efectul termic asupra bimetalului, efect produs de curentul electric controlat.

Lama bimetal, este formată prin placarea a două tole din metale diferite. Tola din *material activ* este un aliaj Ni-Fe-C-Mn-Cr, cu un coeficient de dilatare important; tola din *material pasiv* este un aliaj de tip invar Ni-Fe 36, cu un coeficient de dilatare minimal. Dacă o asemenea lamă suferă o creştere de temperatură ea se va curba ca în fig.12.18. Raza de curbură r şi lungimea de încastrare l sunt mai mari în raport cu săgeata formată f_θ. Se apreciază sin α din triunghiurile BOC şi DAC:

$$\sin\alpha = \frac{\bar{BC}}{r} = \frac{\sqrt{l^2 + f_\theta^2}}{2r} \tag{12.26}$$

$$\sin\alpha = \frac{\bar{CD}}{\bar{AC}} = \frac{f_\theta}{\sqrt{l^2 + f_\theta^2}} \tag{12.27}$$

de unde rezultă raza de curbură:

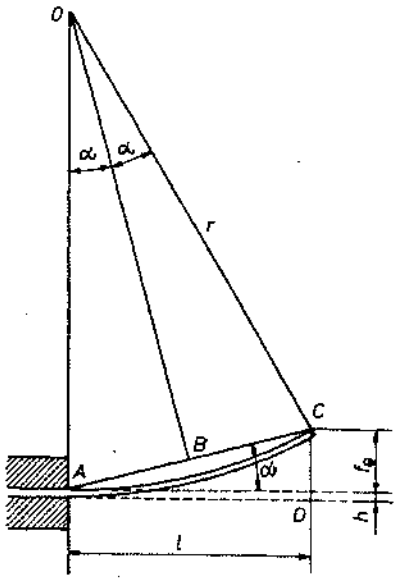


Fig. 12.18. Relativ la proprietăţile termomecanice ale lamei bimetal.

$$r = \frac{l^2 + f_\theta^2}{2f_\theta} \qquad (12.28)$$

Pe de altă parte se poate scrie o dependenţă între raza de curbură r, supratemperatura θ a lamei, h grosimea lamei, de forma:

$$\frac{1}{r} = C\frac{\theta}{h} \qquad (12.29)$$

unde C este un factor de proporţionalitate.

Din (12.26) şi (12.29) rezultă expresia săgeţii termice:

$$f_\theta = \frac{C\theta(l^2 + f_\theta^2)}{2h} \approx K\frac{\theta l^2}{h} \qquad (12.30)$$

deoarece $l \gg f_\theta$. În relaţia (12.30) factorul K reprezintă constanta lamei bimetal. Pentru cazul lamei încastrate $K = C/2$.

Optimizarea dimensionării lamei bimetal. Se urmăreşte să se utilizeze un volum minim de material activ şi se observă că la producerea săgeţii termice f_θ se opune forţa rezistentă, a releului sau declanşatorului, care trebuie învinsă. Deci asupra bimetalului, la extremitatea lui, acţionează o forţă F de natură mecanică. Deoarece deformarea mecanică şi cea termică se consideră fenomene liniare, săgeata rezultantă f se obţine scăzând din săgeata termică f_θ pe cea mecanică f_m, adică:

$$f = f_\theta - f_m \qquad (12.31)$$

Pentru lama de lungime l, lăţime b şi grosime h, încastrată la o extremitate, săgeata mecanică este:

$$f_m = \frac{Fl^3}{3EI} = \frac{4Fl^3}{bh^3E} \qquad (12.32)$$

în care E este modulul de elasticitate;

I - momentul de inerţie.

Forţa mecanică F_0 aplicată la extremitatea liberă, capabilă să anuleze săgeata termică, se obţine din egalarea relaţiilor (12.30) şi (12.32)

$$F_0 = \frac{bh^2EK\theta}{4l} \qquad (12.33)$$

În fig.12.19 s-a trasat dreapta care reprezintă dependenţa între forţa mecanică şi săgeata f. Punctele extreme ale dreptei sunt:

A) $F=F_0$ şi $f=0$; B) $F=0$ şi $f=f_\theta$,

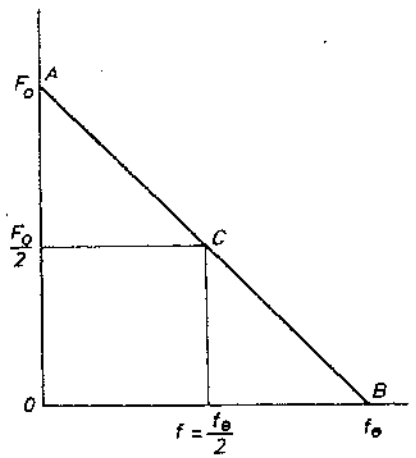


Fig. 12.19. Optimizarea lamei bimetal.

Lucrul mecanic maxim efectuat de lama bimetal se obţine pentru produsul Ff = max. Acestei situaţii îi corespunde punctul C de coordonate $F^* = F_0/2$ şi $f^* = f_\theta/2$ adică:

$$F^* = \frac{bh^2EK\theta}{8l} \qquad (12.34)$$

$$f^* = \frac{K\theta l^2}{2h} \qquad (12.35)$$

Lucrul mecanic corespunzător este:

$$W^* = F^*f^* = \frac{bhlEK^2\theta^2}{16} = W_1 V\theta^2 \qquad (12.36)$$

unde s-a notat:

$V = bhl$, volumul lamelei bimetal;

$W_1 = EK^2/16$, lucrul mecanic specific.

Relaţia (12.36) oferă posibilitatea de a se calcula volumul lamei bimetal pentru un material specificat şi pentru forţa F^*, săgeata f^* şi încălzirea θ date, adică:

$$V = \frac{F^*f^*}{W_1\theta^2} \qquad (12.37)$$

Aplicaţie numerică. Se cere să se dimensioneze o lamă bimetal cu lungimea liberă l = 60 mm, astfel ca la temperatura θ=50 grd., să învingă forţa F^* = 1,485 N pe o cursă de f^* = 2 mm. Se utilizează lama Ge [12.6] din tabelul 12.1. Lucrul mecanic specific este:

$$W_1 = \frac{EK^2}{16} = \frac{15{,}696 \cdot 10^{10}(0{,}156 \cdot 10^{-4})^2}{16} = 3{,}387 \quad \frac{N}{m^2 grd}$$

Volumul lamelei bimetal rezultă:

$$V = \frac{F^*f^*}{W_1\theta^2} = \frac{1{,}485 \cdot 2 \cdot 10^{-3}}{2{,}387 \cdot 50^2} = 4{,}976.10^{-7} \quad m^3$$

Grosimea lamei bimetal este:

$$h = \frac{K\theta l^2}{2f^*} = \frac{0{,}156 \cdot 10^{-4} \cdot 50 \cdot (6 \cdot 10^{-2})^2}{2 \cdot 2 \cdot 10^{-3}} = 7{,}02 \cdot 10^{-4} \quad m \approx 0{,}7 \text{ mm}$$

Lăţimea b lamei este:

$$b = \frac{V}{hl} = \frac{4{,}976 \cdot 10^{-7}}{6 \cdot 10^{-2} \cdot 7 \cdot 10^{-4}} = 1{,}184 \cdot 10^{-2} \text{ m} = 11{,}8 \text{ mm}$$

Solicitarea la încovoiere, în ipoteza că lama bimetal este încastrată la o extremitate, este dată de relaţia:

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{6F'l}{bh^2} = \frac{6 \cdot 1{,}485 \cdot 6 \cdot 10^{-2}}{11.8.10^{-3} \cdot 0{,}7^2 \cdot 10^{-6}} = 9{,}245 \cdot 10^7 \ \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

Solicitarea admisibilă este $\sigma_{max} \approx 200$ N/mm^2.

Tabelul 12.1

Proprietăţile fizice ale lamei bimetal [12.6]

Mărimea	Simbol	Valoarea	Unitatea de măsură	Observaţii
Constanta lamei bimetal	K	0,156. 10^{-4}	grd^{-4}	
Rezistivitatea	ρ	(0,77... 0,99)10^6	Ωm	20...300°C
Coeficientul de temperatură al rezistivităţii	α_R	$1{,}1.10^{-3}$ $1{,}0.10^{-3}$ $0{,}6.10^{-3}$	grd^{-1}	0...100°C 100...200°C 200...300°C
Conductivitatea termică	λ	8,37	W/(grd.m)	
Căldura specifică masică	c	460	Ws/(kg.grd)	
Căldura specifică volumică	$c_l = c\,\rho_d$	$3.73.10^6$	Ws/(m^3.grd)	
Modulul de elasticitate	E	$15{,}968.10^{10}$	N/m^2	la 20°C
Densitatea	ρ_d	$8{,}12.10^3$	kg/m^3	

Caracteristica de protecţie. Cu ajutorul lamei bimetal se realizează o caracteristică dependentă a unui releu sau a unui declanşator. În adevăr, lama bimetal poate ajunge la o supratemperatură dată şi deci la aceeaşi săgeată f, la diversele valori ale timpului, în funcţie de intensitatea curentului care parcurge lama bimetal. Temperatura maximă a lamei bimetal este limitată sub 400°C, în scopul conservării pe lungă durată a proprietăţilor fizice. Caracteristica de protecţie a lamei bimetal se poate stabili teoretic cu ajutorul ecuaţiei căldurii, cu soluţia dată de relaţia (3.68) din vol.1:

$$\theta = \theta_{max}\left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right) \tag{12.38}$$

Caracteristica la rece. Dacă iniţierea trecerii curentului electric găseşte lama bimetal la temperatura mediului ambiant, timpul de declanşare se obţine din (12.38) în care se introduce $t = t_{d1}$ şi $\theta = \theta_d$:

$$t_{d1} = T \ln \frac{1}{1 - \frac{\theta_d}{\theta_{max}}} \tag{12.39}$$

unde θ_d reprezintă supratemperatura impusă pentru declanşarea releului sau declanşatorului

$$\theta_d \approx \theta_{max} - \theta_p \approx (90...400) - 40 \approx 50...350 \ \text{grd.}$$

şi unde:

$$\left.\begin{aligned} T &= \frac{T_1 T_0}{T_1 - T_0} \\ T_1 &= \frac{c_1}{\alpha_R \rho_p J^2} \\ T_0 &= \frac{c_1 A}{\alpha l_p} \\ \theta_{max} &= \frac{\theta_{0max}}{1 - \alpha_R \theta_{0max}} \\ \theta_{0max} &= \frac{\rho_p J^2 A}{\alpha l_p} \end{aligned}\right\} \tag{12.40}$$

Caracteristica la cald. Dacă suprasarcina apare după un regim permanent care a determinat supratemperatura θ_p a lamei bimetal, timpul de declanşare t_{d2} se calculează din relaţia:

$$\theta - \theta_p = (\theta_{max} - \theta_p)\left(1 - e^{-\frac{t_{d2}}{T}}\right) \tag{12.41}$$

şi are expresia:

$$t_{d2} = T \ln \frac{1 - \theta_p/\theta_{max}}{1 - \theta_d/\theta_{max}} \tag{12.42}$$

Prin împărţirea relaţiei (12.42) la (12.39) se obţine dependenţa timpului de declanşare la cald t_{d2} şi la rece t_{d1}:

$$t_{d2} = t_{d1}\left[1 - \frac{\ln(1 - \theta_p/\theta_{max})}{\ln(1 - \theta_d/\theta_{max})}\right] \tag{12.43}$$

Notă. Relaţia (12.43) este utilizabilă numai în cazul *încălzirii directe* a lamei bimetal. Aceasta mai poate fi *încălzită semidirect*, în cazul în care curentul parcurge o înfăşurare de bandă rezistivă aşezată izolat peste lama bimetal. Încălzirea se mai poate efectua prin trecerea unei fracţiuni din curentul controlat prin lamă, etc.

Temperaturi maxime admisibile ale lamelor bimetal sunt cuprinse între 250° şi 400°C. În calcule trebuie să se considere o temperatură maximă mai redusă decât limita admisibilă, deoarece din momentul declanşării declanşatorului până la momentul întreruperii curentului mai trece un timp de ordinul a 50 ms. Dacă se notează cu θ_s încălzirea datorită prelungirii timpului de la timpul de declanşare t_d la timpul total $t_d + t_0$, în mod aproximativ se admite:

$$\theta_s \approx \theta_d \frac{t_d + t_0}{t_d} \qquad (12.44)$$

Dacă în relaţia (12.44) se introduce $t_d \approx 0{,}2\text{s} = 200$ ms, timpul minim de declanşare la o suprasarcină de ordinul 20 I_n, rezultă supratemperatura $\theta_s = 12{,}5\ \theta_d$. În consecinţă este util ca supratemperatura maximă să fie cu aproximativ 25% sub temperatura maximă admisă.

Sensibilitatea la scurtcircuit. În cazul trecerii unui curent intens de scurtcircuit de scurtă durată, timpul fiind limitat de declanşatorul electromagnetic sau de o siguranţă fuzibilă, se poate considera că întreaga căldură dezvoltată în bimetal serveşte la ridicarea conţinutului de căldură, întocmai ca la siguranţele fuzibile:

$$\rho_0[1 + \alpha_R(\theta_p + \theta)]\frac{l}{A} i^2 dt = c_1 A l d\theta \qquad (12.45)$$

sau

$$\int_0^{t_2} i^2 dt \le \frac{c_1}{\rho_0 \alpha_R} \ln \frac{1 + \alpha_R(\theta_p + \theta_{max})}{1 + \alpha_R \theta_p} \qquad (12.45)$$

Încastrarea	Construcţia	Săgeata termică	Săgeata mecanică
Simplă	a)	$f_\theta = \frac{Kl^2\theta}{h}$	$f_m = \frac{Fl^3}{3EI}$
Semicerc	b)	$f_\theta = \frac{K\theta}{h}(l_1^2 + 2rl_1 + 4r^2 2l_1 l_2 - l_2^2)$	$f_m = \frac{F}{EI}\left[\frac{2}{3}l_1^3 + \pi l_1 r^2 + 4l_1 r^2 + \frac{\pi r^3}{2} - \frac{(l_1 - l_2)^3}{3}\right]$
Cerc	c)	$\alpha_\theta^\circ = \frac{720\,Kr\theta}{h}$	$\alpha_m^\circ = \frac{500\,Fr^2}{EI}$
Spirală	d)	$\alpha_\theta^\circ = \frac{360K l\theta}{\pi h}$	$\alpha_m^\circ = \frac{180Fl r}{\pi EI}$

Fig. 12.20. Variante constructive ale lamei bimetal.

Pentru a proteja bimetalul împotriva distrugerii termice la scurtcircuit este necesar să fie satisfăcută relaţia (12.45), unde t_2 este timpul total de declanşare al întreruptorului, adică durata scurtcircuitului, iar $\theta_p + \theta_{max} = \theta^*_{max}$ este supratemperatura admisibilă a bimetalului. Pentru o construcţie dată a bimetalului termenul din parte dreaptă a ecuaţiei este o constantă.

În fig.12.20, sunt date variante de construcţii ale lamei bimetal pentru a obţine sensibilităţi maxime.

12.2.2. Releul termic cu bimetal

Acest dispozitiv este destinat a funcţiona asociat cu un contactor, ca în schema electrică din fig.9.8. În exploatare releul bimetal este supus variaţiilor de temperatură ale mediului ambiant şi de aceea este necesar să se realizeze o compensare în scopul menţinerii caracteristicii de declanşare. În fig.12.21 este prezentată schiţa unui releu trifazat compensat. Lamelele bimetal *1,2,3* acţionează (pe fiecare fază) în sensul săgeţii asupra piesei *5*, care transmite deplasarea lamei bimetal de compensare *4*.

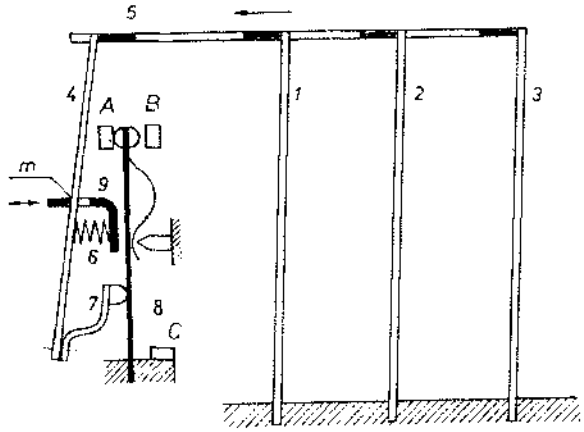


Fig. 12.21. Schiţa unui releu compensat cu lamă bimetal.

La variaţii de temperatură ale mediului ambiant, lamelele bimetal active *1,2,3*, ca şi cea de compensare, se deformează în acelaşi sens şi, ca urmare, nu se transmite nici un impuls mecanic în sistemul de contacte. În cazul în care o lamă bimetal are o temperatură superioară temperaturii mediului ambiant, deformaţia ei este mai mare decât aceea a lamei de compensare şi va determina oscilaţia acesteia în jurul muchiei *m*, învingând forţa rezistentă a resortului *6*. Astfel piesa *7* va împinge

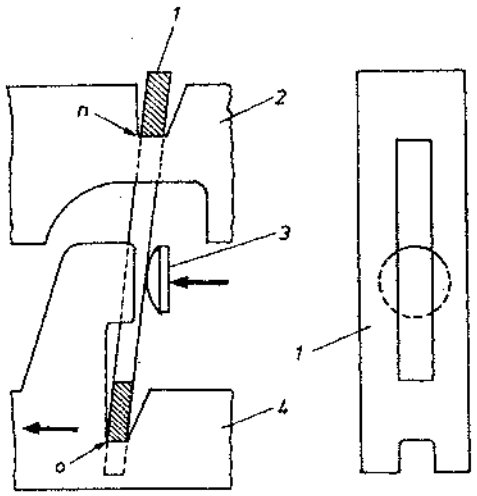


Fig. 12.22. Relativ la sensibilizarea rămânerii în două faze.

lamela elastică *8*, care basculează contactul din poziţia *A* în poziţia *B*. Elementul de contact situat pe lamela *8* se află conectat la borna *C*. Reglajul declanşării se efectuează prin deplasarea piesei *9*, care cuprinde muchia de oscilaţie *m*.

În principiu releul cu lamă bimetal este sensibil la rămânerea în două faze a unui motor asincron, deoarece în acest caz, la sarcină nominală, curenţii pe cele două faze sunt mai mari. Se preferă însă să se sensibilizeze protecţia releului prin amplificarea deplasării imprimate lamei *4*, din fig.12.21. Un dispozitiv de sensibilizare este prezentat în fig.12.22. Transmiterea deplasării de la lama bimetal se execută de către nitul *3* care apasă asupra piesei *1*. Aceasta poate oscila pe muchia *n* şi astfel transmite amplificat deplasarea prin muchia 0 către piesa *4*.

12.2.3. Declanşatorul combinat al întreruptorului compact

Întreruptoarele compacte sunt echipate cu un declanşator termic electromagnetic ca în fig.12.23. În zona declanşatorului calea de curent *1* ia forma literei *U*. În paralel cu calea de curent şi suprapus peste aceasta este aşezată lama bimetal *2*, care se încălzeşte, deoarece conductorul căii de curent sub formă de *U* are aria secţiunii transversale uşor diminuată. Armătura fixă *3* a declanşatorului electromagnetic, sub forma literei *L*, se află plasată sub calea de curent, în timpul ce armătura mobilă *4* se află fixată deasupra, pe clapeta *6*, care poate oscila în jurul axului *7*. În cazul scurtcircuitelor acţionează declanşatorul electromagnetic. La apariţia unei suprasarcini, lama bimetal *2* se curbează, iar vârful piesei de reglaj *5* împinge clapeta *6*. Axul *7* comandă declanşarea întreruptorului. Caracteristica de protecţie a întreruptorului USOL de 250A a fost dată în fig.9.23.

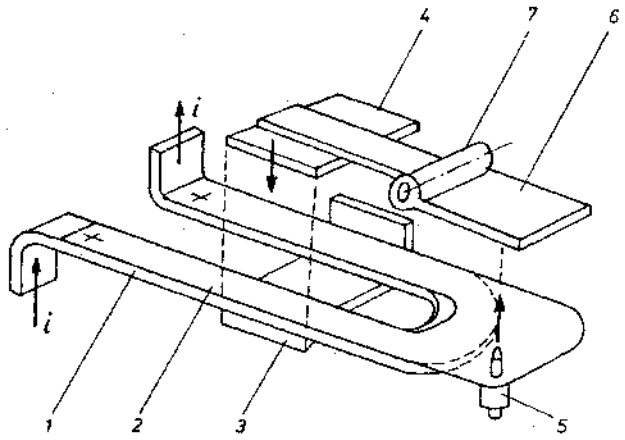


Fig. 12.23. Declanşator combinat, termic şi electromagnetic.

12.2.4. Declanşatorul electronic

Declanşarea electronică oferă posibilitatea unei mai bune adaptări a întreruptorului la condiţii de exploatare ca: gamă largă de reglaj asupra intensităţii curentului; posibilitate de a fi repus în funcţiune imediat după o declanşare; sensibilitatea redusă la armonice; protecţie sporită a instalaţiilor datorită declanşării "instantanee" în cazul curenţilor de scurtcircuit intenşi; posibilitate de a realiza o protecţie selectivă mai fină, prin capacitatea de eşalonare a caracteristicii de protecţie în trepte de ordinul a 60 ms.

În fig 12.24 este dată schema bloc a unui întreruptor [12.1] echipat cu declanşator electronic. În blocul *m* se prelucrează (redresare, comparare) semnalul de măsură primit de la transformatorul T_1. Semnalul prelucrat este transmis simultan canalului *1*, care realizează caracteristica dependentă (similar declanşatorului termic cu lamă bimetal), canalului 2, care realizează caracteristica declanşatorului termic cu lamă bimetal), canalului 2, care realizează caracteristica independentă dar reglabilă, prima treaptă cu reglaj $I=(2...12)\ I_r$ şi canalului *3*, care realizează caracteristica independentă nereglabilă în domeniul curenţilor de scurtcircuit intenşi $I=24I_r$. Canalul *1* şi canalele 2 şi *3* împreună dispun de un etaj final de declanşare *d*, de un etaj pentru blocarea reînchiderii după o declanşare *b*, de un etaj pentru anularea blocajului *ab*, de semnalizare externă S_e, şi de semnalizare internă S_i.

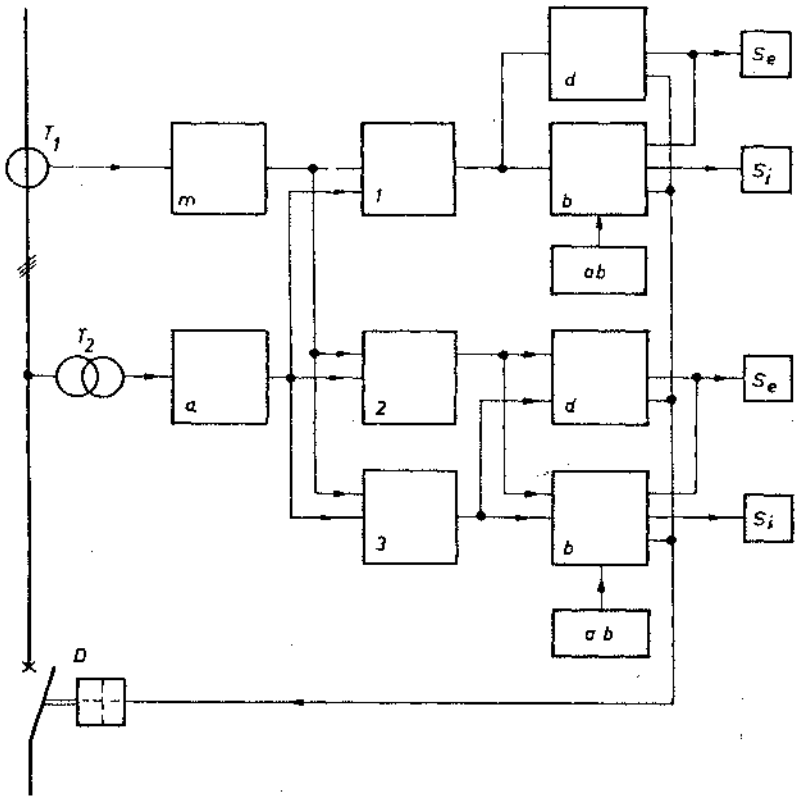


Fig. 12.24. Schema bloc a declanşatorului electronic.

Transformatorul T_2 serveşte la alimentarea cu energie a schemei. Cele două module *d* pot transmite un impuls de curent bobinei de declanşare, care acţionează asupra mecanismului întreruptorului. Sistemul de blocaj rămâne activ la dispariţia energiei de alimentare furnizate de transformatorul T_2 şi a blocului *a*. În fig.12.25 sunt date, calitativ, porţiunile din caracteristica de protecţie realizate de fiecare canal în parte.

12.2.5. Protecţia la suprasarcină cu microprocesor

Protecţia la suprasarcină a electromotoarelor de putere mare şi a transformatoarelor electrice este preferabil să se realizeze cu ajutorul

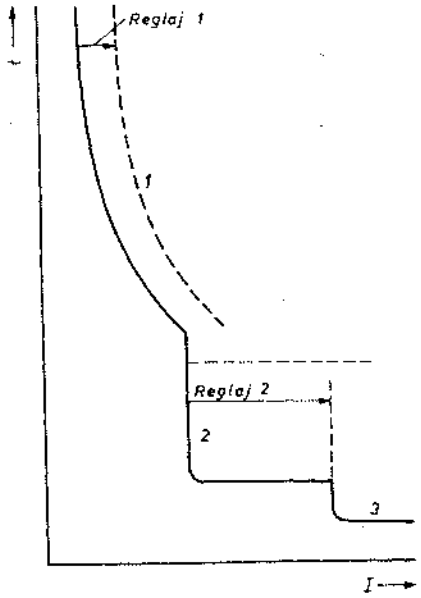


Fig. 12.25. Caracteristica de protecţie a declanşatorului electronic.

microprocesorului, care oferă posibilitatea protecţiei împotriva încălzirii excesive a obiectului protejat după două tehnici, şi anume după o caracteristică standard de dependenţă a suprasarcinii în funcţie de curentul cerut de obiect sau după o imagine termică, constituită de microprocesor.

12.2.5.1. Dependenţa după o caracteristică standard. Caracteristicile standard sunt stabilite de prescripţiile din SUA, de Underwriter's Laboratories (UL) şi în Canada, de Canadian Standards Association (CSA) şi sunt acceptate şi de practica europeană. După normele UL şi CSA caracteristica dependentă standard cuprinde clasele (CLASS) 5,10,15,20,25,30,35s, valori care reprezintă durata în secunde la trecerea prin senzor a valorii $6I_r$, unde I_r este curentul reglat al aparatului de protecţie. În fig.12.26 sunt prezentate spre exemplificare [10.44] caracteristicile de protecţie pentru CLASS 10 şi CLASS 30.

Principalele cerinţe ale protecţiei cu ajutorul microprocesorului sunt:

* Să asigure protecţie dependentă de curent, după o clasă aleasă (CLASS);
* Să nu permită o nouă închidere a întreruptorului decât după trecerea unei pauze de timp în care echipamentul (motor, tranformator) se răceşte;
* Să asigure protecţie atât la suprasarcini trifazate, cât şi la cele monofazate (rămânere în două faze);
* Să ţină seama de regimul termic premergător suprasarcinii;
* Să ofere facilităţi pentru protecţia cu ajutorul termistoarelor;
* Să permită demarajul motoarelor asincrone după conexiunea stea-triunghi.

În fig.10.27 este prezentată schema bloc a unui sistem [12.2] care îndeplineşte aceste cerinţe. Informaţiile pe care le primeşte microprocesorul provin de la sistemul de termistoare (canal *a*) şi de la trei transformatoare de curent (T_1, T_2, T_3) prin intermediul unui redresor *R* şi a unui convertor analog-digital (*A/D*). Principalele reglaje (vezi fig.12.27) ale canalului b sunt următoarele:

a) Fixarea curentului reglat I_r (vezi şi fig.12.26).
b) Stabilirea timpului de declanşare la 6 I_r (CLASS 5...35s)

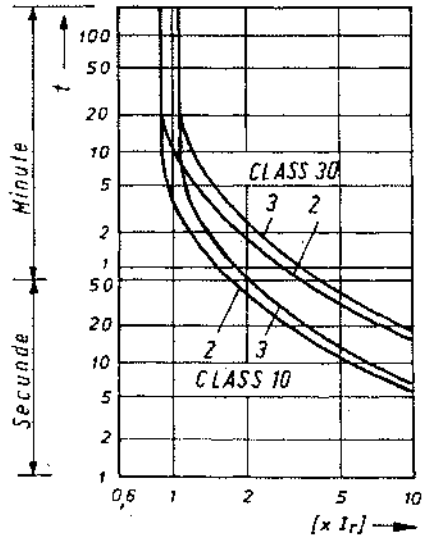


Fig. 12.26. Caracteristici de protecţie la suprasarcină CLASS 30 şi CLASS 10:
2 - în două faze; *3* - în trei faze.

c) Alegerea modului de exploatare (selector de funcţii), şi anume:

* cu zăvorâre la reconectare (după o declanşare) şi resetare manuală cu butonul *R*, sau de la distanţă cu butonul *D*;

* fără zăvorâre la reconectare, cu resetare automată după răcire la 80% de la valoarea de declanşare.

Interfaţa de ieşire din microprocesor cuprinde relee de comandă pentru declanşarea întreruptorului principal şi relee pentru pornirea stea-triunghi. Există semnalizări cu diodele LED pentru semnalizarea stării de funcţiune şi fixarea curentului reglat, pentru semnalizarea declanşării prin termistor (canal *a*) şi semnalizarea declanşării prin canalul *b*.

Prin fixarea clasei (CLASS 5...35 s) se fixează şi caracteristica la cald, în sensul că fiecărei clase îi corespunde o diminuare a timpului de declanşare *"la cald"* faţă de timpul de declanşare la rece. Astfel în fig.12.26 sunt date caracteristicile de protecţie pentru starea iniţială *"la rece"*. Pentru clasa 30 timpul de declanşare se diminuează cu 585 s, iar dacă a dispărut alimentarea reţelei acest timp se diminuează cu 90 s.

Notă. Releul cu microprocesor este destinat a oferi protecţia numai împotriva suprasarcinilor, în condiţiile menţionate. Pentru protecţia împotriva scurtcircuitelor se recomandă echiparea alimentării electromotorului, în amonte, cu siguranţe fuzibile şi întreruptor de putere de preferinţă limitator. Setul de transformatoare de măsură T_1,T_2,T_3 este înlocuibil în câteva trepte pentru a acoperi un interval de curent reglat cuprins între 2,5A şi 630A.

12.2.5.2. Microprocesor cu imagine termică. În scopul oferirii posibilităţilor de a programa astfel un microprocesor este necesar a se stabili prin calcul temperatura obiectului protejat (electromotor,transformator). Se va observa imediat că în acest scop informaţiile necesare se referă la curentul cerut de obiect şi la constantele de timp de încălzire şi răcire. În lucrările [12.4] şi [12.7] se încearcă scrierea unor relaţii în acest sens, dar relaţiile propuse nu corespund proceselor fizice corespunzătoare. În cele ce urmează se prezintă relaţii care scot în evidenţă dificultăţile unei astfel de teme.

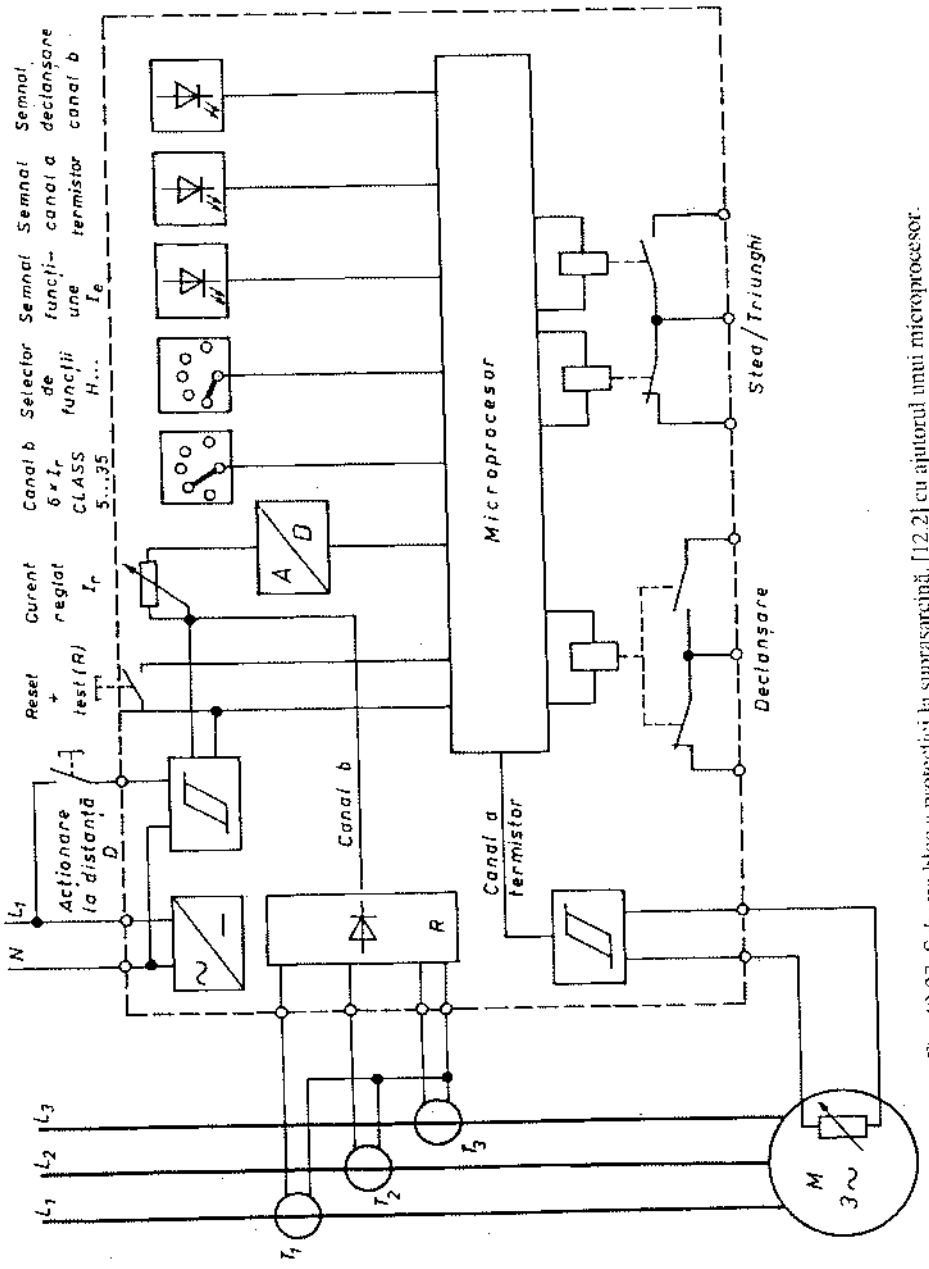


Fig. 12.27. Schema bloc a protecţiei la suprasarcină. [12.2] cu ajutorul unui microprocesor.

*** Temperatura unui conductor.** Dacă un conductor electric plasat în aer este parcurs de curentul I_1 şi la un moment dat ($t=0$) apare o suprasarcină definită prin curentul $I_2 > I_1$, ecuaţia care defineşte *supratemperatura conductorului* este:

$$\theta_s(t) = \theta_{1max} e^{-\frac{t}{T_0}} + \theta_{2max}(1 - e^{-\frac{t}{T}}) \qquad (12.46)$$

cu notaţiile cunoscute din cap. 3, volumul I [11.11], şi anume:

$$\theta_{1max} = \frac{\theta_{01max}}{1 - \alpha_R \theta_{01max}} \qquad (12.47)$$

$$\theta_{2max} = \frac{\theta_{02max}}{1 - \alpha_R \theta_{02max}} \qquad (12.48)$$

$$\theta_{01max} = \frac{\rho_p I_1^2 A}{\alpha l_p} = \frac{\rho_p I_1^2}{\alpha l_p A} \qquad (12.49)$$

$$\theta_{02max} = \frac{\rho_p I_2^2 A}{\alpha l_p} = \frac{\rho_p I_2^2}{\alpha l_p A} \qquad (12.50)$$

J_1, J_2 - densităţi de curent în A/m^2 corespunzătoare curenţilor I_1, I_2

$T_0 = \dfrac{c_1 A}{\alpha l_p}$ - constanta de timp la răcire în s.

$T = \dfrac{T_1 T_0}{T_1 - T_0}$ - constanta de timp la încălzire în s.

$T_1 = \dfrac{c_1}{\alpha_R \rho_p I^2} = \dfrac{c_1 A^2}{\alpha_R \rho_p I^2}$ - constantă de timp auxiliară, în s.

α - transmisivitatea la periferia conductorului, în W/[m^{2}K]
α_R - coeficientul de temperatură al rezistivităţii, în K^{-1}
ρ_p - rezistivitatea materialului la temperatura mediului ambiant, în Ωm
c_1 - căldura specifică volumică, în J/(m^{3}K)
l_p - lungimea periferică a conductorului, în m
A - aria secţiunii transversale a conductorului în m^2.

Relaţia (12.46) se referă la supratemperatură, adică la temperatura peste nivelul temperaturii mediului ambiant. Pentru a realiza o protecţie la temperatura $\theta(t)$, ecuaţia (12.46) se completează astfel:

$$\theta(t) = \theta_{1max} e^{-\frac{t}{T_0}} + \theta_{2max}(1 - e^{-\frac{t}{T}}) + \theta_{ma} \qquad (12.51)$$

unde θ_{ma} este temperatura mediului ambiant în °C. În fig.12.28 sunt date diagramele de supratemperatură $\theta_s(t)$ şi de temperatură $\theta(t)$ corespunzătoare curentului I_1, de regim permanent, până în momentul $t = 0$ şi curentului I_2, de suprasarcină, pentru $t > 0$.

Se observă că pentru a realiza protecţia la suprasarcină sunt necesare

informaţii suplimentare în afară de valorile curenţilor I_1 şi I_2, care pot fi oferite prin intermediul unor reductoare de curent. Anume este necesar să cunoaştem constantele de timp T_0 şi T_1. Acestea se pot determina pe cale experimentală [11.11], dar mai sunt necesare date de material (ρ_p, α_R), date privind geometria conductorului (l_p, A), date asupra transmisivităţii căldurii către mediul ambiant (α).

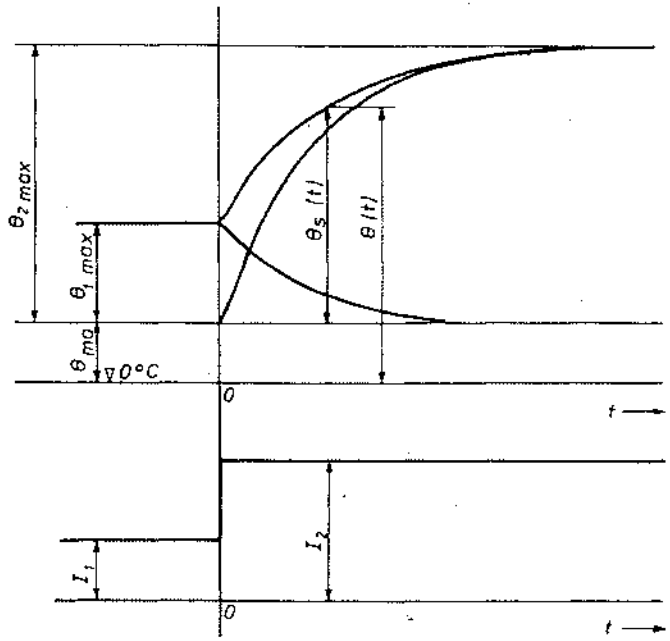


Fig. 12.28. Relativ la imaginea termică reprodusă cu ajutorul unui microprocesor.

Soluţia poate fi simplificată dacă nu se ţine seama de variaţia rezistivităţii cu temperatura. În acest caz relaţia (12.51) devine:

$$\theta(t) = k\left[I_2^2 - (I_2^2 - I_1^2) e^{-\frac{t}{T_0}}\right] + \theta_{ma} \qquad (12.52)$$

unde $k = \rho_p/(\alpha l_p A)$

În relaţia (12.52) se consideră că temperaturii limită θ_{lim} îi corespunde timpul de declanşare t_d şi se obţine:

$$t_d = T_0 \ln \frac{I_2^2 - I_1^2}{I_2^2 - (\theta_{lim} - \theta_{ma})/k} \qquad (12.53)$$

Nota 1. Relaţia (12.53) a fost dedusă pentru protecţia unui conductor aşezat în aer, fără efect de capăt şi demonstrează că, cu aproximaţia $T = T_0$, microprocesorul se poate programa pentru o temperatură limită θ_{lim} pe baza următoarelor informaţii:

* curentul I_1, înainte de apariţia suprasarcinii,
* curentul I_2 de suprasarcină (vezi fig.12.28),
* constanta de timp $T_0 \approx T_1$,
* constanta $k = \rho_p/(\alpha l_p A)$.

Dacă se ţine seama şi de variaţia rezistivităţii cu temperatura, relaţia (12.51) devine:

$$\theta_{lim} = k\left[I_1^2 e^{-\frac{t_d}{T_0}} + (I_2^2 - I_1^2)\left(1 - e^{-\frac{t_d}{T}}\right)\right] + \theta_{ma} \qquad (12.53)$$

care se poate rezolva prin iteraţii de către microprocesor pentru a obţine

$$t_d = f(I_1, I_2, T_0, T, \theta_{ma}, k, \theta_{lim}) \qquad (12.54)$$

Nota 2. În cazul protecţiei la suprasarcină a unui electromotor se observă că o parte din bobinaj este plasat în crestătură, iar capetele sunt ventilate forţat astfel încât stabilirea prin calcul a constantei k nu este posibilă.

Nota 3. În principiu protecţia cu ajutorul microprocesorului poate fi realizată şi la scurtcircuit. Prin efectuarea de eşantionări rapide asupra curentului şi apoi derivare se poate obţine panta iniţială $\left.\frac{di}{dt}\right|_{t=0}$, iar microprocesorul transmite comanda înainte ca să se obţină valoarea maximă a curentului de scurtcircuit.

Nota 4. Se încearcă obţinerea unor funcţii matematic programabile atât pentru statorul, cât şi pentru rotorul unui motor electric [12.4].

Probleme

P.12.1. Să se determine cursa şi viteza tijei unui întreruptor cu aer comprimat (fig.12.14) pentru care se cunoaşte:

- diametrul electrodului mobil $\phi = 30$ mm.
- diametrul pistonului $\phi = 60$ mm.
- presiunea nominală 20 bar
- constanta resortului $C = 12500$ N/m
- forţa de apăsare în contact $F = 252$ N
- masa tijei mobile $m = 2$kg
- panta de creştere a presiunii $b = 2$ bar/ms.

P.12.2. Să se verifice dacă solicitarea unei lame bimetal de lungime l=70 mm. depăşeşte limita admisibilă (200N/mm^2) la forţa rezistentă F^*=2,4 N şi o cursă de f^*=3 mm. Se mai cunoaşte supratemperatura θ_{max}=100 grd. Lama este încastrată la un capăt.

P.12.3. Să se determine intensitatea nominală a curentului care parcurge lama bimetal din problema 12.2, astfel încât supratemperatura la această intensitate să fie de θ_{max}=40 grd.

P.12.4. Să se deseneze caracteristicile de protecţie la cald şi la rece ale lamei bimetal din problemele 12.2 şi 12.3.

13

Interacţiunea aparat-reţea

Aparatele electrice sunt integrate funcţional în structura reţelelor electrice. Acestea cuprind componente active (maşini electrice rotative) şi componente pasive (linii aeriene, cabluri, transformatoare). Atât componentele active, cât şi cele pasive sunt şi locul de acumulare a energiei în câmpuri electrice şi magnetice, datorită prezenţei capacităţilor şi inductivităţilor corespunzătoare.

Solicitările dielectrice, termice, electrodinamice, la care sunt supuse aparatele electrice, sunt determinate de parametrii reţelei electrice. Astfel, se poate spune că tensiunea de restabilire şi curentul de scurtcircuit sunt proprietăţi ale reţelei electrice într-un punct dat al reţelei. De asemenea, funcţionarea unui aparat electric de comutaţie poate modifica parametrii reţelei într-un punct dat. Se poate da ca exemplu, în acest sens, că un întreruptor limitator modifică amplitudinea curentului de scurtcircuit şi parametrii tensiunii de restabilire.

Între reţea şi aparat există deci o interacţiune care, în cele din urmă, stabileşte regimul de comutaţie, considerat ca solicitare multiplă a aparatului.

13.1. Influenţa acumulatoarelor de energie asupra reuşitei unei întreruperi

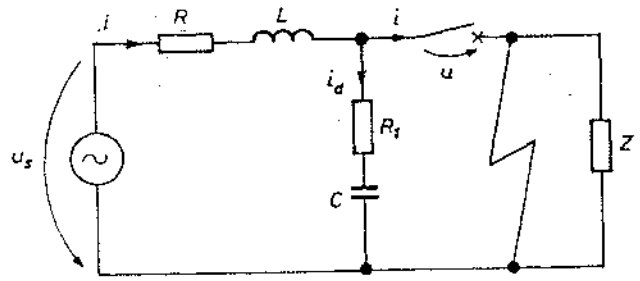
În fig.13.1, *a* se prezintă schema electrică în care întreruptorul deconectează un curent de scurtcircuit. Ecuaţiile care descriu procesul de întrerupere sunt:

$$u_s \approx \hat{U} = Ri_t + L\frac{\mathrm{d}i_t}{\mathrm{d}t} + u \tag{13.1}$$

$$u = R_1 i_d + \frac{1}{C}\int_0^t i_d \mathrm{d}t$$

sau

$$\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}t} = R_1\frac{\mathrm{d}i_d}{\mathrm{d}t} + \frac{i_d}{C} \tag{13.2}$$



a)

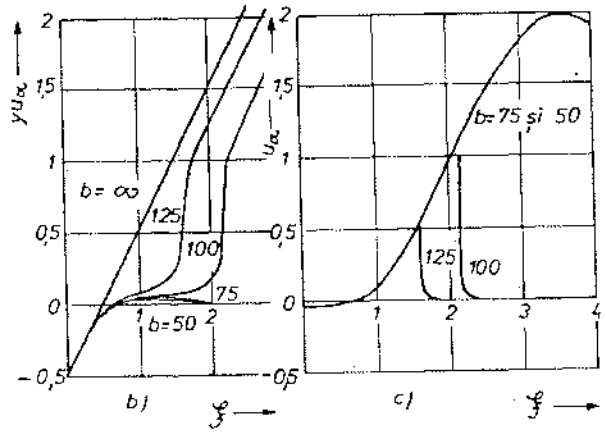


Fig. 13.1. Influenţa acumulatoarelor de energie asupra arcului electric.

unde:

$$i_t = i_d + Gu \tag{13.3}$$

Ecuaţia (7.65), din vol.1, poate fi scrisă sub forma:

$$\frac{1}{G}\frac{\mathrm{d}G}{\mathrm{d}t} = \frac{1}{\tau}\left(\frac{u^2 G}{P_0} - 1\right) \tag{13.4}$$

Se calculează:

$$\frac{\mathrm{d}\left(\frac{1}{G}\right)}{\mathrm{d}t} = -\frac{1}{G^2}\frac{\mathrm{d}G}{\mathrm{d}t}$$

şi ţinând seama de (13.4) se obţine:

$$\frac{\mathrm{d}\left(\frac{1}{G}\right)}{\mathrm{d}t} = \frac{1}{\tau}\left(\frac{1}{G} - \frac{u^2}{P_0}\right) \tag{13.5}$$

Ecuaţiile reţelei (13.1), (13.2), (13.3) şi ecuaţia arcului electric (13.5) formează un sistem de ecuaţii diferenţiale, iar rezolvareaa acestui sistem este posibilă cu ajutorul calculatorului. În acest scop, este necesar ca ecuaţiile să fie scrise cu mărimi adimensionale, iar soluţia să fie obţinută în funcţie de parametrii adimensionali. Noile variabile adimensionale sunt:

$$\left.\begin{aligned} i_\gamma &= \frac{i_t}{\hat{U}}\sqrt{\frac{L}{C}} \\ i_\delta &= \frac{i_d}{\hat{U}}\sqrt{\frac{L}{C}} \\ u_\alpha &= \frac{u}{\hat{U}} \\ y &= G\sqrt{\frac{L}{C}} \\ \xi &= \frac{t}{\sqrt{LC}} \end{aligned}\right\} \tag{13.6}$$

Se observă că noile mărimi adimensionale se obţin în funcţie de tensiunea de vârf $\hat{U}$, impedanţa caracteristică $\sqrt{L_0/C_0}$, viteza de propagare $1/\sqrt{L_0C_0}$, care sunt mărimi cunoscute pentru o linie dată şi a cărei lungime este l. Cu noile variabile adimensionale (13.6) sistemul de ecuaţii devine:

$$\left.\begin{aligned} u_\alpha &= 1 - \frac{R}{\sqrt{\frac{L}{C}}} i_\gamma - \frac{\mathrm{d}i_\gamma}{\mathrm{d}\xi} \\ \frac{\mathrm{d}u_\alpha}{\mathrm{d}\xi} &= \frac{R_1}{\sqrt{\frac{L}{C}}}\frac{\mathrm{d}i_\delta}{\mathrm{d}\xi} + i_\delta \\ i_\gamma &= i_\delta + y u_\alpha \\ \frac{\mathrm{d}\left(\frac{1}{y}\right)}{\mathrm{d}\xi} &= \frac{a}{y} - b u_\alpha^2 \end{aligned}\right\} \tag{13.7}$$

În relaţia (13.7) s-au făcut următoarele notaţii:

$$\left.\begin{aligned} a &= \frac{\sqrt{LC}}{\tau};\quad b = \frac{a^2\tau\hat{S}}{P_0}\omega \\ \hat{S} &= \frac{\hat{U}^2}{L\omega} \text{ - puterea de scurtcircuit pe fază;} \end{aligned}\right\} \tag{13.8}$$

Se constată că parametrii arbitrari, de care depinde soluţia sistemului, sunt $R/\sqrt{\frac{L}{C}}$, $R_1/\sqrt{\frac{L}{C}}$, a, b. În fig.13.1,*b* s-a reprodus după Mayr [13.5], soluţia sistemului (13.7) pentru curentul yu_α în arc, când $R=0$, $R_1=0$, $a=4$, iar b ia diferite valori. Pentru $b=\infty$, adică curent de scurtcircuit intens şi putere disipată nulă, arcul se aprinde fără dificultate după trecerea curentului prin valoarea zero. Cu cât valoarea lui b scade, creşte dificultatea reaprinderii arcului, iar la $b=75$ şi $b=50$ se constată numai prezenţa curentului post arc. În fig.13.1,*c*, s-a reprezentat tensiunea u_α la bornele întreruptorului. Când $b=50$ şi 75, întreruperea este reuşită, iar la bornele întreruptorului apare tensiunea oscilantă de restabilire. Pentru $b=100$ şi $b=125$ tensiunea prezintă vârfuri şi apoi revine la zero din cauza reaprinderii arcului electric.

13.2. Deconectarea sarcinilor mici inductive

Deconectarea sarcinilor mici inductive, cum sunt transformatoarele fără sarcină secundară, poate conduce la întreruperea arcului electric înainte de trecerea curentului în mod natural prin valoarea zero. Această întrerupere are drept consecinţă formarea de supratensiuni care solicită nu numai izolaţia întreruptorului, dar şi izolaţia întregii instalaţii. În cele ce urmează se dezvoltă o analiză privind instabilitatea arcului electric în cazul deconectării sarcinilor mici inductive.

13.2.1. Instabilitatea arcului electric

La deconectarea transformatoarelor în gol, arcul electric în întreruptor este instabil, deoarece sistemul oscilează pe o frecvenţă proprie, iar arcul electric are o caracteristică negativă. Instabilitatea se manifestă prin întreruperea curentului înainte de trecerea naturală prin valoarea zero. Cu alte cuvinte, întreruperea are loc cu smulgere de curent.

Cercetarea fenomenului de instabilitate se face utilizând metoda micilor variaţii. Se consideră fig.13.2,*a*, unde s-au reprezentat:

- reţeaua electrică de alimentare, prin sursa de tensiune de vârf $\hat{U}_s$, inductivitatea L_r, capacitatea C_r;
- transformatorul în gol, prin inductivitatea L_t şi capacitatea C_t;
- linia de racord între reţea şi transformator, prin inductivitatea L şi rezistenţa R.

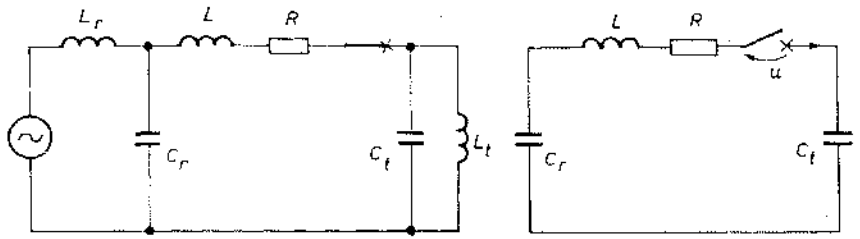


Fig. 13.2. Scheme echivalente la deconectarea unui transformator în gol:
a) cu întreruptorul închis; *b)* cu arc electric.

Se observă că sistemul este predispus să oscileze pe frecvența proprie corespunzătoare schemei din fig.13.2,*b*, deoarece pentru o pulsație ω_e se constată că:

$$\omega_e L_t >> \frac{1}{C_t \omega_e} \quad \text{și} \quad \omega_e L_r >> \frac{1}{C_r \omega_e}$$

Se notează:

- tensiunea curentului electric $u_a = U_s + u$
- curentul în arc $i_a = I_s + i$
- conductanța arcului electric $G_a = i_a/u_a$
- conductanța statică a arcului $G_s = I_s/U_s$ (13.9)

unde U_s, I_s sunt mărimi statice, iar u și i variații de tensiune și curent în jurul valorilor statice. Ecuația care caracterizează oscilația proprie în circuitul din fig.13.2 este :

$$u + Ri + L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} + \frac{1}{C}\int_0^t i\,\mathrm{d}t = 0$$

sau prin aplicarea transformatei Laplace :

$$\mathcal{L}u + \left(R + pL + \frac{1}{pC}\right)\mathcal{L}i = 0 \qquad (13.10)$$

unde

$$C = \frac{C_r C_t}{C_r + C_t}$$

Se transcrie ecuația arcului electric:

$$\frac{1}{G}\frac{\mathrm{d}G}{\mathrm{d}t} = \frac{1}{\tau}\left(\frac{u_a i_a}{P_0} - 1\right)$$

cu notațiile (13.9)

$$\frac{1}{\dfrac{I_s + i}{U_s + u}}\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\left(\frac{I_s + i}{U_s + u}\right) = \frac{1}{\tau}\left[\frac{(U_s + u)(I_s + i)}{P_0} - 1\right] \qquad (13.11)$$

Prin dezvoltarea relației (13.11) cu observația că $P_0 = U_s I_s$ și neglijarea termenilor care conțin infiniți mici de ordin superior, se obține:

$$\frac{\mathrm{d}u}{\mathrm{d}t} + \frac{u}{\tau} - \frac{1}{G_s}\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} + \frac{i}{\tau G_s} = 0$$

sau prin aplicarea transformatei Laplace:

$$\mathcal{L}i = \frac{\mathcal{L}u + \dfrac{1}{\tau}\mathcal{L}u}{\dfrac{p}{G_s} - \dfrac{1}{\tau G_s}} \qquad (13.12)$$

Expresia (13.12) se introduce în (13.10) și se obține :

$$\mathcal{L}u\left[p^3 + p^2\left(\frac{1}{LG_s} + \frac{R}{L} + \frac{1}{\tau}\right) + p\left(\frac{1}{LC} + \frac{R}{\tau L} - \frac{1}{\tau L G_s}\right) + \frac{1}{CL\tau}\right] = 0$$

adică o ecuație diferențială de ordinul trei cu ecuația caracteristică:

$$p^3 + p^2 a_2 + p a_1 + a_0 = 0 \qquad (13.13)$$

unde s-a notat:

$$a_2 = \frac{1}{L}\left(\frac{1}{G_s} + R\right) + \frac{1}{\tau}$$

$$a_1 = \frac{1}{\tau L}\left(R - \frac{1}{G_s}\right) + \frac{1}{LC} \qquad (13.14)$$

$$a_0 = \frac{1}{CL\tau}$$

Criteriul de stabilitate Hurwitz aplicat ecuației (13.13) este :

$$a_0 > 0;\ a_1 > 0;\ a_2 > 0;\ D_3 > 0 \qquad (13.15)$$

unde

$$D_1 = a_1; \qquad (13.16)$$

$$D_2 = \begin{vmatrix} a_1 & a_0 \\ 1 & a_2 \end{vmatrix}; \qquad (13.17)$$

$$D_3 = \begin{vmatrix} a_1 & a_0 & 1 \\ 1 & a_2 & a_1 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \equiv D_2 \qquad (13.18)$$

Din condiția $D_2 > 0$ se obține :

$$\tau^2 > \frac{1 - RG_s}{1 - RG_s} C\left(L + \tau \frac{RG_s + 1}{G_s}\right) \tag{13.19}$$

iar dacă amortizarea este mică, $R \to 0$, rezultă:

$$\tau^2 - \frac{C\tau}{G_s} > LC \tag{13.20}$$

La limita stabilităţii:

$$\tau^2 - \frac{C\tau}{G_s} - LC = 0$$

cu soluţia:

$$\tau = \frac{1}{2}\left(\frac{C}{G_s} + \sqrt{\frac{C^2}{G_s^2} + 4LC}\right) \tag{13.21}$$

Conductanţa statică $G_s = I_s/U_s$ ia valori relativ reduse pentru intensităţi reduse de curent, astfel că partea dreaptă a ecuaţiei (13.21) ia valori cu atât mai mari cu cât curentul întrerupt este mai redus (sarcini mici inductive) şi cu cât capacitatea C şi inductivitatea L sunt mai mari. Pentru ca arcul să ardă stabil până la trecerea curentului în mod natural prin valoarea zero, sunt necesare valori ridicate ale constantei de timp τ, ceea ce din punct de vedere fizic nu este posibil, iar arcul se va stinge înainte de trecerea prin zero a intensităţii curentului.

Din (13.15) şi (13.16) rezultă condiţia de stabilitate $a_1 > 0$, adică:

$$\frac{1}{\tau L}\left(R - \frac{1}{G_s}\right) + \frac{1}{LC} > 0$$

Pentru amortizare nulă, adică $R \to 0$ se obţine:

$$\tau > \frac{C}{G_s} \tag{13.22}$$

sau, dacă regimul static este caracterizat de relaţia $P_s = I_s U_s$ rezultă:

$$I_s^2 = \frac{CP_s}{\tau} \tag{13.23}$$

Cu cât capacitatea C este mai mare, cu atât este necesar pentru a asigura stabilitatea, ca intensitatea curentului în regim static să crească [13.11].

13.2.2. Deconectarea transformatoarelor în gol

În fig.13.3,*a* se indică schema de principiu a deconectării unui transformator în gol. Transformatorul este reprezentat prin circuitul format din R_2, L_2, C_2, reţeaua - prin sursa de tensiune u şi circuitul format din R_1, L_1, C_1, iar racordul între reţea şi transformator - prin linia de rezistenţă R şi inductivitate L.

În principiu, se cere să se calculeze tensiunea între bornele *1* şi *2* ale întreruptorului. În acest scop se vor calcula separat tensiunile de restabilire u_2 şi u_1 faţă de pământ.

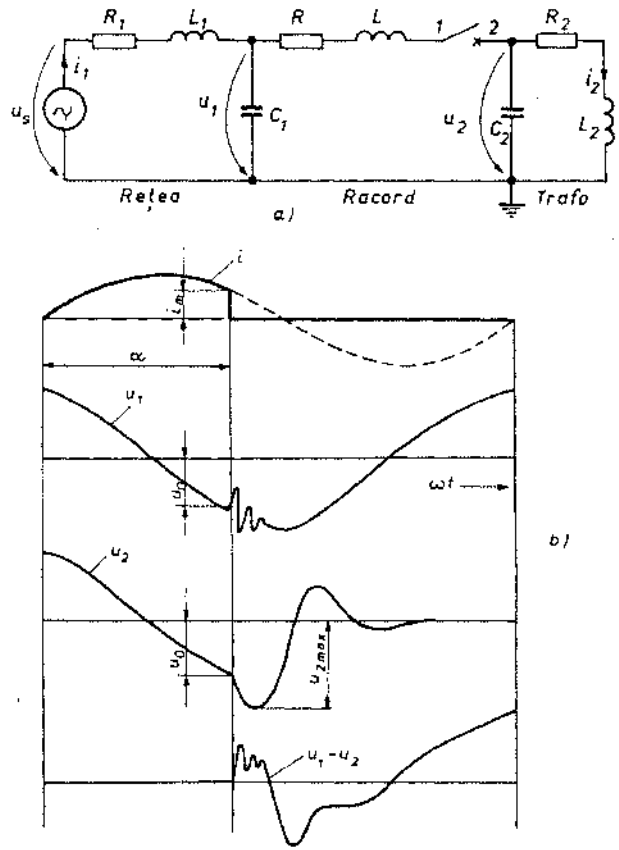


Fig. 13.3. Mărimi instantanee la deconectarea unui transformator în gol:
a) schema electrică; *b)* diagrame de mărimi electrice.

Tensiunea bornei 2 faţă de pământ. Notând cu u_0 valoarea instantanee a tensiunii de frecvenţă industrială, în momentul întreruperii curentului şi cu i_m valoarea instantanee a curentului smuls, după deconectarea transformatorului se poate scrie:

$$u_0 - \frac{1}{C_2}\int_0^t i_2 dt = R_2 i_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} = u_2 \tag{13.24}$$

Prin aplicarea transformării Laplace rezultă soluţia în domeniul imagine:

$$\mathcal{L} i_2 = \frac{u_0}{L_2} \frac{1}{p^2 + \frac{R_2}{L_2} p + \frac{1}{C_2 L_2}} + \frac{1}{L_2} \frac{L_2 p i_m}{p^2 + \frac{R_2}{L_2} p + \frac{1}{C_2 L_2}} \tag{13.25}$$

şi funcţia original:

$$i_2 = \frac{u_0}{L_2} \frac{e^{-\delta_2 t}}{\omega_{e2}} \sin\omega_{e2} t + i_m (\cos\omega_{e2} t - \frac{\delta_2}{\omega_{e2}} \sin\omega_{e2} t) e^{-\delta_2 t} \tag{13.26}$$

cu notaţiile:

$$\omega_{e2} = \sqrt{\omega_{02}^2 - \delta_2^2}\ ;\ \delta_2 = \frac{R_2}{2L_2}\ ;\ \omega_{02}^2 = \frac{1}{L_2 C_2}$$

rezultă

$$i_2 = (A \sin\omega_{e2} t + i_m \cos\omega_{e2} t) e^{-\delta_2 t} \tag{13.27}$$

cu notaţia:

$$A = \frac{u_0}{L_2 \omega_{e2}} - \frac{\delta_2 i_m}{\omega_{e2}} \tag{13.28}$$

Expresia (13.27) indică un curent oscilant amortizat, cu valoare iniţială $i_2 = i_m$. Tensiunea bornei *2* faţă de pământ se obţine din relaţiile (13.24) şi (13.27) adică:

$$u_2 = (R_2 A \sin\omega_{e2} t + R_2 i_m \cos\omega_{e2} t) e^{-\delta_2 t} + (L_2 A \omega_{e2} \cos\omega_{e2} t - L_2 \omega_{e2} i_m \sin\omega_{e2} t) e^{-\delta_2 t} - (L_2 A \sin\omega_{e2} t) + L_2 i_m \cos\omega_{e2} t) \delta_2 e^{-\delta_2 t}$$

sau

$$u_2 = e^{-\delta_2 t} [(L_2 A \omega_{e2} - L_2 i_m \delta_2 + R_2 i_m) \cos\omega_{e2} t + (R_2 A - L_2 i_m \omega_{e2} - \delta_2 L_2 A) \sin\omega_{e2} t] \tag{13.29}$$

Expresia (13.29) indică o tensiune oscilantă amortizată, a cărei valoare teoretică maximă se obţine pentru amortizare nulă, adică dacă $R_2 = 0$; $\delta_2 = 0$. Atunci:

$$u_2 = u_0 \cos\omega_{e2} t - L_2 i_m \omega_{e2} t \sin\omega_{e2} t \tag{13.30}$$

Această funcţie are maximum pentru:

$$\frac{du_2}{dt} = -u_0 \omega_{e2} \sin\omega_{e2} t - L_2 i_m \omega_{e2}^2 \cos\omega_{e2} t = 0$$

sau

$$\operatorname{ctg}\omega_{e2} t = \frac{u_0}{L_2 i_m \omega_{e2}}$$

expresie care, introdusă în relaţia (13.30), conduce la:

$$\hat{u}_2 = \sqrt{u_0^2 + \frac{L_2}{C_2} i_m^2} \tag{13.31}$$

Expresia (13.31) se poate obţine direct din bilanţul energetic, ţinând seama că suma energiilor acumulate în inductivitatea L_2 şi capacitatea C_2, în momentul deconectării, echivalează energia acumulată în condensatorul C_2, după deconectare, la valoarea maximă a tensiunii, adică:

$$\frac{1}{2} L_2 i_m^2 + \frac{1}{2} C_2 u_0^2 = \frac{1}{2} C_2 \hat{u}_2^2$$

Tensiunea bornei 1 faţă de pământ. Dacă se face abstracţie de căderea de tensiune în racordul dintre reţea şi transformator, racord reprezentat în fig.13.3,*a*, prin rezistenţa R şi inductivitatea L, se poate admite că, în momentul întreruperii, tensiunea la bornele capacităţii C_1 este u_0. Se mai notează pentru momentul întreruperii:

u_0 - valoarea instantanee a tensiunii sursei;

i_{01} - valoarea instantanee a curentului în rezistenţa R_1.

Pentru simplificarea calculelor, fără a influenţa sensibil rezultatele, se poate considera că u_0 rămâne constant pe o durată scurtă, ceea ce se poate admite dacă se observă că frecvenţa proprie a reţelei este un multiplu (20...50) al frecvenţei reţelei. În aceste condiţii se poate scrie:

$$u_0 = R_1 i_1 + L_1 \frac{di_1}{dt} + u_1 \tag{13.32}$$

$$u_1 = u_{02} + \frac{1}{C_1} \int_0^t i_1 dt \tag{13.33}$$

Prin rezolvarea relaţiilor (13.32) şi (13.33) se obţine:

$$i_1 = (A_1 \sin\omega_{e1} t + i_{01} \cos\omega_{e1} t) e^{-\delta_1 t}$$

şi tensiunea la bornele condensatorului C_1 este:

$$u_1 = u_0 - R_1 i_1 - L_1 \frac{di_1}{dt}$$

$$u_1 = u_0 - e^{-\delta_1 t} (L_1 A_1 \omega_{e1} - R_1 i_{01} - L_1 \delta_1 i_{01}) \cos\omega_{e1} t + e^{-\delta_1 t} (R_1 A_1 - L_1 I_{01} \omega_{e1} - L_1 \delta_1 A_1) \sin\omega_{e1} t \tag{13.34}$$

cu notaţiile:

$$A_1 = \frac{u_0 - u_{02}}{\omega_{e1} L_1} - \frac{\delta_1 i_{01}}{\omega_{e01}}$$

$$\omega_{01}^2 = \frac{1}{L_1 C_1}\ ;\ \omega_{e1} = \sqrt{\omega_{01}^2 - \delta_1^2}\ ;\ \delta_1 = \frac{R_1}{2L_1}$$

În fig.13.3,*b* s-au reprezentat calitativ tensiunile u_1, u_2 şi u_1-u_2 la bornele întreruptorului, în ipoteza întreruperii la valoarea i_m a curentului de magnetizare.

Din examinarea curbelor rezultă:

a. Transformatorul suferă o supratensiune de valoare $u_{2max} = \hat{u}_2$ indicată de relaţia (13.31).

b. În mod teoretic rezultă, corespunzător, valori mari de supratensiuni la bornele întreruptorului şi în orice caz o tensiune de restabilire u_1-u_2 cu viteză mare de creştere. Din această cauză în întreruptor se reamorsează arcul electric, întrucât viteza de restabilire a tensiunii (u_1-u_2) este mare faţă de viteza de creştere a tensiunii de ţinere între contactele întreruptorului. Aşa cum se arată în fig.13.4,*b*, în întreruptor au loc reamorsări, care în fond sunt descărcări oscilate de frecvenţă:

$$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L\dfrac{C_1C_2}{C_1+C_2}}} \qquad (13.35)$$

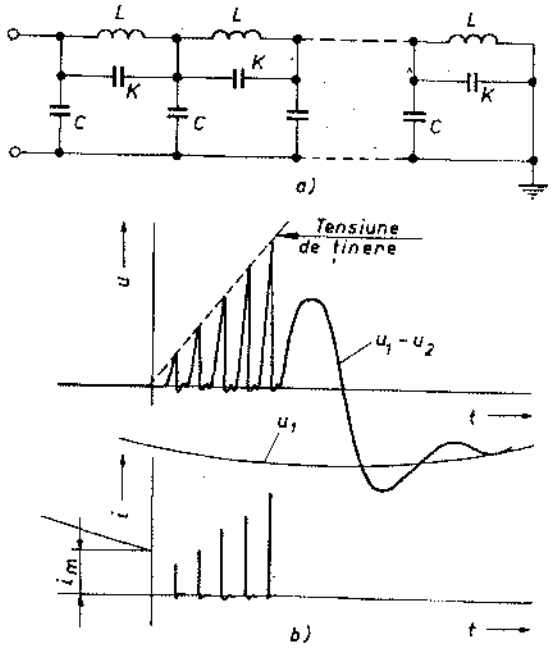


Fig. 13.4. Deconectare cu amorsare:

a) schema echivalentă pentru determinarea capacităţii de impuls $C_1 = \sqrt{C'K'}$;
b) diagrame de mărimi instantanee.

Această frecvenţă f_0 este determinată de inductivitatea L a liniei de racord şi de o capacitate echivalentă rezultată din conectarea în serie a capacităţilor C_1 şi C_2. Ţinând seama că lungimea racordului între reţea şi transformator este

relativ scurtă (câţiva metri) este de aşteptat ca frecvenţa f_0 să fie de ordinul (0,5...1) MHz. Amorsările succesive ale arcului electric încetează după ce tensiunea de ţinere în camera de stingere a întreruptorului depăşeşte valoarea tensiunii de restabilire.

c. Sistemul R_2,C_2,L_2 al transformatorului oscilează cu frecvenţa proprie f_2 de ordinul 200...2000 Hz. Capacitatea C_2 este 1/3 din capacitatea totală a transformatorului faţă de pământ.

d. Sistemul R_1,C_1,L_1 de partea reţelei oscilează cu frecvenţa f_1 de ordinul 2000...5000 Hz [13.1,13.2].

e. La stabilirea frecvenţei f_0 trebuie să se considere capacitatea de intrare (impuls) a transformatorului, întrucât frecvenţa este foarte ridicată, iar în repartiţia câmpului electric în transformator un rol hotărâtor îl joacă reţeaua de capacităţi.

Capacitatea de impuls a unui transformator are expresia [13.3]:

$$C_1 = \sqrt{C'K'}$$

unde: $C' = Cl$ şi $K' = K/l$, cu următoarele notaţii:

C - capacitatea derivaţie pe unitatea de lungime, în F/m;
K - capacitatea serie pe unitatea de lungime, în F.m;
l - lungimea bobinajului conectat la linia electrică.

În fig.13.4,*a* se prezintă schema electrică a transformatorului, necesară determinării cantităţii de impuls.

Calculul supratensiunii de comutaţie. La deconectarea transformatorului în gol, factorul de supratensiune este definit ca raportul între valoarea de vârf $\hat{u}_2$ a tensiunii bornei *2* şi valoarea de vârf $\sqrt{2}\,U/\sqrt{3}$ a tensiunii sursei, adică:

$$k_s = \frac{\hat{u}_2}{\sqrt{2}U/\sqrt{3}} \qquad (13.36)$$

Acest factor se calculează plecând de la expresia (13.31) corectată sub forma:

$$\hat{u}_2 = \sqrt{u_{02}^2 + \eta_m \frac{L_2}{C_2} i_m^2} \qquad (13.37)$$

unde, în acord cu fig.13.3, s-a notat:

$$i_m = \frac{\sqrt{2}U}{\sqrt{3}} \frac{1}{L_2\omega} \sin\alpha\,; \quad u_{02} = \frac{\sqrt{2}U}{\sqrt{3}} \cos\alpha\,;$$

$f_2 = \dfrac{1}{2\pi\sqrt{L_2C_2}}$ - frecvenţa proprie de oscilaţie a transformatorului;

f - frecvenţa industrială a reţelei;

$\eta_m = \dfrac{W_{m2} - W_{pk}}{W_{m2}}$ - eficienţa restituirii energiei magnetice. Pentru transformatoare cu tolă laminată la rece η_m=0,3...0,5;

$W_{m2} = \frac{1}{2}L_2 i_m^2$, energia magnetică acumulată în inductivitatea L_2;

W_{ph}, energia corespunzătoare pierderilor prin histerezis, în miezul magnetic al transformatorului;

α- unghiul de smulgere.

Se obţine astfel:

$$k_s = \sqrt{\cos^2\alpha + \eta_m \left(\frac{f_2}{f}\right)^2 \sin^2\alpha} \qquad (13.38)$$

Factorul de supratensiune are valoarea maximă pentru $\alpha = \pi/2$, adică:

$$k_{smax} = \sqrt{\eta_m}\,\frac{f_2}{f} \qquad (13.39)$$

Procesul studiat până în prezent este valabil la o deconectare monofazată. La deconectarea trifazată, cu neutrul izolat, factorul de supratensiune are valoarea teoretică $k_{s3} = 1{,}5\,k_s$, corespunzătoare deconectării prin care curentul trece primul prin valoarea zero. În mod practic, din cauza amortizărilor $k_{s3} \approx 1{,}2\,k_s$. În instalaţiile în care neutrul este legat la pământ $k_{s3} = k_{s1}$.

Exemplu de calcul. Se cere să se determine supratensiunea de comutaţie într-o reţea trifazată în care frecvenţa proprie a transformatorului este de 750Hz.

$$k_{s3} = 1{,}2\,k_{smax} = 1{,}2\sqrt{\eta_m}\,\frac{f_2}{f} = 1{,}2\sqrt{0{,}3}\,\frac{750}{50} = 8{,}53$$

13.2.3. Deconectarea motoarelor de înalta tensiune

Deconectarea de la reţea a motorului asincron, în gol sau cu o sarcină redusă faţă de sarcina sa nominală, ridică probleme specifice întreruperii curenţilor mici inductivi. După caz va trebui să se ţină seama de existenţa tensiunii electromotoare induse în statorul maşinii, ca urmare a faptului că în rotor curentul nu poate lua brusc valoarea zero. Sunt mai multe cazuri de considerat:

Motorul în repaus,rotorul calat. Dacă motorul este calat, deci alunecarea este 1, motorul se comportă ca o inductivitate. Ca urmare pot apărea supratensiuni, cu observaţia că valoarea acestora poate fi redusă datorită faptului că în fond se întrerupe un curent de scurtcircuit, deci un curent relativ mare.

Motorul în repaus cu circuitul secundar deschis. Această situaţie poate interveni la motorul asincron cu inele. În acest caz motorul se comportă ca o inductivitate, iar supratensiunile pot să apară. De aceea nu este indicat a se deconecta un motor asincron, cu reostatul scos din circuitul secundar.

Motorul în funcţiune la sarcină nominală. Deconectarea motorului în funcţiune este uşurată de conservarea fluxului principal ϕ_h în maşină, în momentul deconectării, flux care apoi se amortizează, după constanta de timp a circuitului secundar. După deconectare, fluxul principal este:

$$\phi = \phi_h e^{-\delta t}\cos\omega t \qquad (13.40)$$

unde $\delta = \dfrac{R_2}{L_{2\sigma} + L_h}$

Fluxul ϕ induce în înfăşurarea primară tensiunea:

$$u_p = \phi_h e^{-\delta t}(\omega \sin\omega t + \delta\cos\omega t) \qquad (13.41)$$

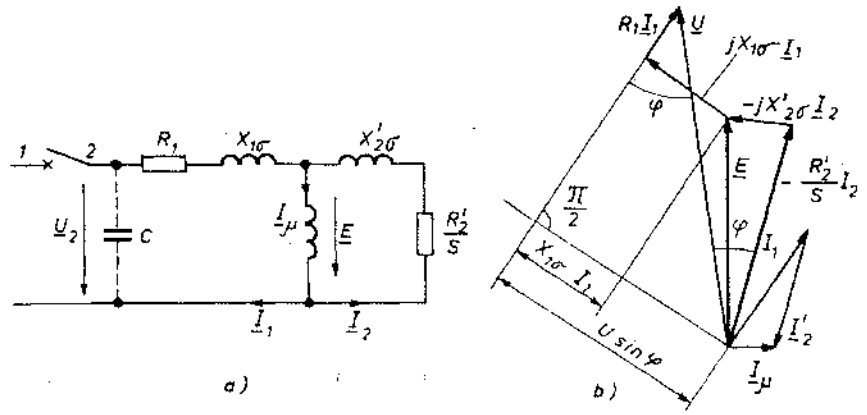


Fig. 13.5. Deconectarea motorului asincron:
a) schema echivalentă; *b)* diagrama fazorială.

Astfel după întreruperea circuitului la bornele motorului continuă să existe o tensiune alternativă, practic în fază cu tensiunea reţelei. Acest fenomen se poate pune în evidenţă cu ajutorul fig.13.5, unde s-a reprezentat circuitul echivalent al motorului asincron, cu aproximaţia egalităţii între curenţii de mers în gol şi de magnetizare ($I_0 \approx I_\mu$), precum şi diagrama fazorială a curenţilor şi tensiunilor. Dacă se admite că stingerea arcului are loc la trecerea prin valoarea zero a curentului I_1 din stator, valoarea celorlalte mărimi se obţine prin proiectarea lor pe axa timpului, perpendicular pe direcţia curentului I_1. Se constată astfel că la bornele motorului nu apare tensiunea U, ci tensiunea:

$$\hat{u}_2 = \hat{U}\sin\phi = \hat{I}_1 X_{1\sigma} \qquad (13.42)$$

Acest proces determină solicitarea la care este supus întreruptorul. În adevăr, între contactele întreruptorului pe o fază apare imediat după deconectare, tensiunea de restabilire:

$$u_r = \hat{I}_1 X_{1\sigma} \qquad (13.43)$$

care este de ordinul 0,2 din valoarea de vârf a tensiunii reţelei. Mai trebuie menţionat că întreruperea este simultană pe celelalte două faze după aproximativ 90° electrice.

Oscilaţiile de deconectare cu smulgere de curent. La cazul descris anterior nu s-a ţinut seama de smulgerea curentului şi nici de existenţa capacităţii

C faţă de masa înfăşurării motorului. Dacă întreruperea se execută cu smulgere de curent, se suprapun două fenomene: primul este oscilaţia energiei în inductivitatea şi capacitatea faţă de masă a motorului, iar al doilea este producerea tensiunii electromotoare, datorită fluxului principal, care nu dispare brusc [13.10].

13.3. Comutaţia liniilor electrice în gol

Liniile electrice - cabluri sau linii aeriene - constituie sarcini capacitive. Deconectarea sarcinilor capacitive, fără reamorsarea arcului electric, a fost tratată în cap.2, vol.1. Caracteristic deconectării sarcinilor capacitive este viteza mare de creştere a tensiunii de restabilire şi ca urmare reamorsarea arcului electric în cazul în care tensiunea de ţinere nu creşte suficient de rapid în camera de stingere.

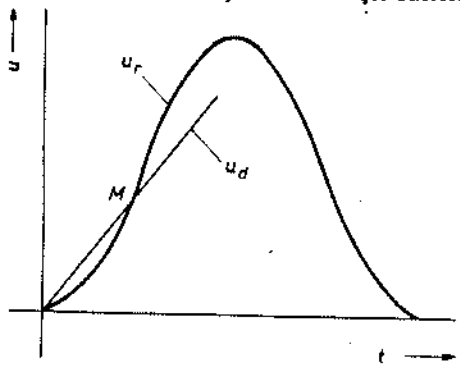


Fig. 13.6. Solicitarea dielectrică a întreruptorului la deconectarea unei sarcini capacitive.

În fig.13.6 se prezintă o asemenea situaţie; curba tensiunii de restabilire u_r intersectează curba tensiunii de ţinere a rigidităţii dielectrice în punctul M. În fig.13.7 sunt prezentate diagramele calitative ale unei duble amorsări. Amorsarea se face cu o tendinţă de oscilaţie a tensiunii condensatorului în jurul tensiunii sursei la o frecvenţă ridicată, determinată de valoarea capacităţii şi parametrii reţelei. Stingerea arcului electric are loc la trecerea curentului i_1 prin valoarea zero.

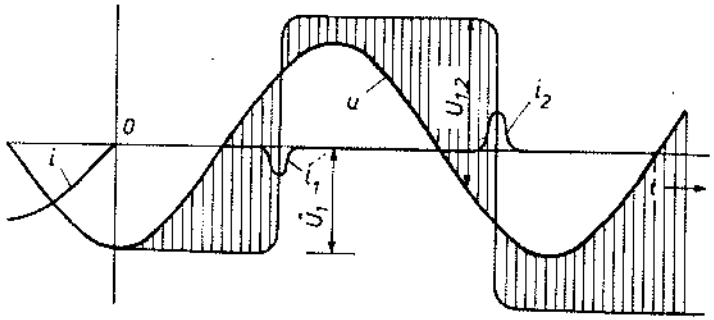


Fig. 13.7. Amorsare dublă la deconectarea unui condensator.

În acest moment, tensiunea oscilantă a condensatorului, după ce şi-a schimbat polaritatea, se conservă la valoarea de vârf a oscilaţiei. Un proces asemănător se produce la amorsarea curentului i_2. Prima ca şi a doua amorsare se poate produce în etapa când tensiunea de restabilire u_r creşte fără a ajunge la valoarea maximă (de exemplu , la prima amorsare $2\sqrt{2}\,U$).

În funcţie de condiţiile locale din camera de stingere a întreruptorului, curentul poate oscila câteva perioade, la frecvenţă ridicată, iar tensiunea condensatorului se limitează la un vârf oarecare al tensiunii oscilante, aşa cum se indică în fig.13.8. După cum rezultă din fig.13.7. şi 13.8, solicitarea dielectrică între contactele întreruptorului poate depăşi valoarea $2\sqrt{2}\,U_1 = 2\hat{U}$.

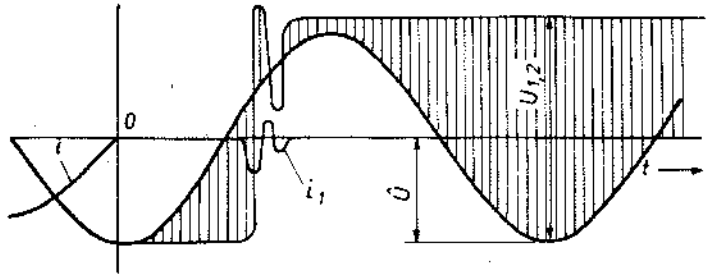


Fig. 13.8. Amorsare cu oscilaţii de curent.

13.3.1. Deconectarea liniilor în gol

Deconectarea liniilor electrice aeriene de lungime mare, fără sarcină şi fără smulgere de curent, este caracterizată de fenomenele:

* efectul Ferranti şi oscilaţia liniei pe frecvenţa fundamentală, în cazul lipsei reamorsării arcului electric în întreruptor;

* efectul Ferranti şi oscilaţia liniei pe un număr mare de frecvenţe, în cazul reamorsării arcului electric în întreruptor.

Oscilaţia liniei pe frecvenţa fundamentală. Efectul Ferranti apare sensibil la liniile aeriene care funcţionează în gol, cu o lungime mai mare de 200 km, şi constă în creşterea tensiunii liniei la extremitatea liberă în raport cu tensiunea extremităţii de alimentare.

În fig.13.9,*a* şi *b* s-au reprezentat circuitele echivalente la frecvenţa industrială, diagramele fazoriale şi valorile instantanee ale tensiunilor la o linie la care se consideră rezistenţa (cazul *a)* şi la o linie la care rezistenţa se neglijează (cazul *b*). În ambele situaţii s-a neglijat perditanţa liniei, adică pierderile prin efect corona şi izolaţie imperfectă. Se constată astfel că, în cazul *a,* tensiunea extremităţii libere *3*, faţă de pământ este mai mare şi defazată, cu unghiul φ faţă de tensiunea bornei *2*. În cazul *b*, se constată, pe lângă creşterea de tensiune a bornei *3* faţă de *2*, că tensiunile $\underline{U}_1$ şi $\underline{U}_2$ sunt în fază.

În cele ce urmează se va considera cazul *b*, deoarece descrierea fenomenelor este mai sugestivă, iar erorile ce rezultă din această ipoteză nu sunt mari.

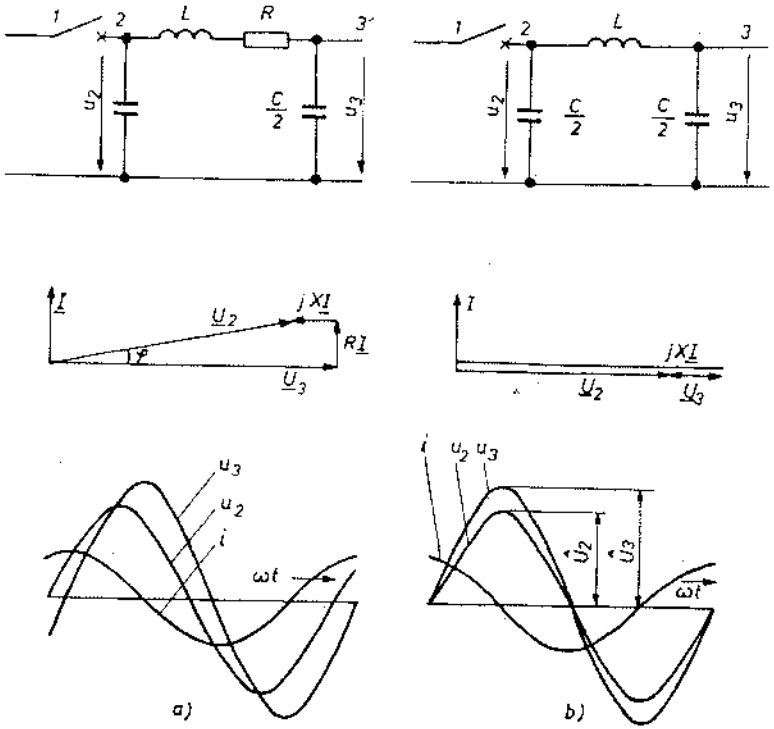


Fig. 13.9. Efectul Ferranti:
a) linie cu rezistenţă; *b)* linie fără rezistenţă.

Creşterea de tensiune, pentru acest caz *b*) rezultă din ecuaţia telegrafiştilor, pentru linia fără pierderi,

$$\underline{U}_3 = \underline{U}_2 \frac{1}{\cos(\omega l/v)} \qquad (13.44)$$

unde: ω este pulsaţia curentului; l - lungimea liniei;

$v = \dfrac{1}{\sqrt{L_0 C_0}}$ - viteza de propagare.

Relaţia (13.44) este demonstrată în *Anexa 13.1*.

În diagrama din fig.13.10 s-a reprezentat raportul U_3/U_2 în funcţie de lungimea liniei. Cu cât lungimea liniei se apropie mai mult de valoarea $\lambda/2$, λ fiind lungimea de undă a propagării la frecvenţa industrială, creşterea de tensiune este mai pronunţată. Se constată că această creştere, la linii de 420kV şi 400km, este

de circa 10%, iar la lungimea de 1000 km este de 100%. Calculele s-au efectuat cu datele din problema 13.2 (*Anexa 13.2*).

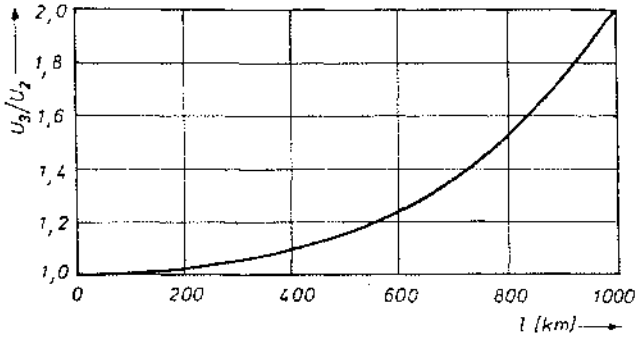


Fig. 13.10. Diagrama efectului Ferranti la o linie de 420 kV.

Tensiunea bornei 2 după deconectare. În ipoteza că întreruperea curentului are loc la trecerea lui prin valoarea zero, creşterea de tensiune instantanee are valoare maximă, $\Delta u_{max} = \hat{u}_3 - \hat{u}_2 = \sqrt{2}\,(U_3 - U_2)$, ca în fig.13.9,*b*. În momentul întreruperii curentului, funcţionarea liniei trece din regimul forţat în regimul liber de oscilaţie. Cum linia este liberă la ambele capete, lungimile de undă pe care oscilează linia sunt $\lambda_n = \dfrac{2}{n} l$,

unde $n = 1,2,3...$

Pentru unda fundamentală ($n=1$) se poate calcula frecvenţa proprie :

$$f_1 = \frac{v}{\lambda} = \frac{1}{\sqrt{L_0 C_0}} \frac{1}{2l} = \frac{1}{2\sqrt{LC}} \qquad (13.45)$$

unde:

$L = L_0 l$; $C = C_0 l$; L_0 - inductivitatea pe unitatea de lungime;
C_0 - capacitatea pe unitatea de lungime.

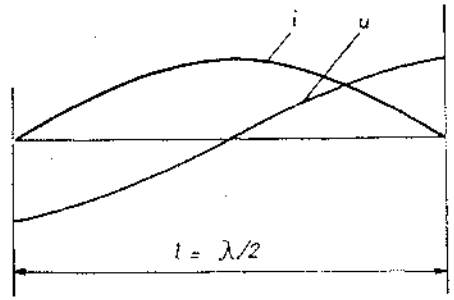


Fig. 13.11. Oscilaţii fundamentale de curent şi tensiune.

Oscilaţiile armonicii 1 sunt caracterizate de ventre de tensiune şi noduri de curent la extremităţi, aşa cum arată în fig.13.11. În principiu, pentru solicitarea întreruptorului la borna 2, interesează amplitudinea oscilaţiei de tensiune a acestei borne. Rezolvarea problemei este posibilă prin modelare [13.6]. În adevăr, linia cu constante uniform repartizate are un circuit echivalent în π, pentru armonica 1, indicat în fig.13.12. Fenomenele de oscilaţie cauzate de

efectul Ferranti, vor fi studiate pe acest circuit, cu respectarea egalităţilor de curent, frecvenţă şi creştere de tensiune, adică:

$$\left.\begin{aligned} C_1 + C_2 &= C \\ \frac{1}{2\sqrt{LC}} &= \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1\dfrac{C_1C_2}{C_1+C_2}}} \\ \frac{U_3}{U_2} = \frac{1}{\cos\left(\omega\dfrac{l}{v}\right)} &= \frac{U_3}{U_3 - L_1C_2\omega^2U_3} = \frac{1}{1-L_1C_2\omega^2} \end{aligned}\right\} \quad (13.46)$$

Pentru rezolvarea sistemului de ecuaţii se observă că, dezvoltând în serie $\cos(\omega l/v)$ şi prin limitarea la primii doi termeni, se obţine:

$$\frac{1}{\cos\left(\dfrac{\omega l}{v}\right)} = \frac{1}{1-\dfrac{1}{2}\left(\dfrac{\omega l}{v}\right)^2} = \frac{1}{1-\dfrac{1}{2}\omega^2LC} \quad (13.47)$$

Prin efectuarea calculelor rezultă:

$$\left.\begin{aligned} C_1 &= \frac{2C}{\pi^2} = 0{,}203C; \\ C_2 &= \left(1-\frac{2}{\pi^2}\right)C = 0{,}797C; \\ L_1 &= \frac{L}{2\left(1-\dfrac{2}{\pi^2}\right)} = 0{,}627L \end{aligned}\right\} \quad (13.48)$$

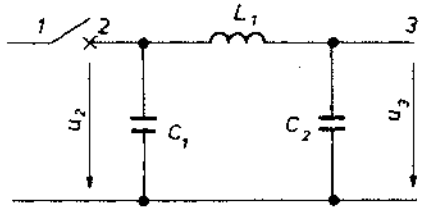


Fig. 13.12. Modelul electric al unei linii în gol.

Se poate calcula astfel tensiunea u_2, scriind ecuaţia diferenţială a circuitului din fig.13.12 şi observând că, după izolarea liniei faţă de sursă, curentul i este acelaşi în inductivitatea L_1, capacitatea C_1 şi capacitatea C_2

$$u_2 = u_{02} - \frac{1}{C_1}\int_0^t i\,dt = L_1\frac{di}{dt} + u_{03} + \frac{1}{C_2}\int_0^t i\,dt \quad (13.49)$$

unde u_{02} şi u_{03} sunt valorile tensiunilor bornelor *2* şi *3* faţă de pământ în momentul întreruperii curentului.

Prin aplicarea transformării Laplace se obţine:

$$\mathcal{L}\,i = \frac{u_{02}-u_3}{p^2L_1+\dfrac{C_1+C_2}{C_1C_2}} = \frac{u_{02}-u_{03}}{\sqrt{\dfrac{L_1}{C_R}}}\,\frac{\dfrac{1}{\sqrt{C_RL_1}}}{p^2+\dfrac{1}{C_RL_1}}$$

Ţinând seama că:

$$\mathcal{L}^{-1}\left(\frac{a}{p^2+a^2}\right) = \sin at$$

rezultă:

$$i = \frac{u_{02}-u_{03}}{\sqrt{\dfrac{L_1}{C_R}}}\sin\left(\frac{t}{\sqrt{C_RL_1}}\right) \quad (13.50)$$

unde s-a notat

$$\frac{1}{C_R} = \frac{C_1+C_2}{C_1C_2}$$

Rezultă tensiunea bornei *2* a întreruptorului faţă de pământ:

$$u_2 = u_{02} - \frac{1}{C_1}\int_0^t \frac{u_{02}-u_{03}}{\sqrt{L_1/C_R}}\sin\left(\frac{t}{\sqrt{C_RL_1}}\right)dt$$

sau

$$u_2 = u_{02} + \frac{C_R}{C_1}(u_{03}-u_{02})\left(1-\cos\frac{t}{\sqrt{C_RL_1}}\right) \quad (13.51)$$

În relaţia (13.51) se observă că:

$$\frac{C_R}{C_1} = \frac{C_1C_2}{C_1+C_2}\,\frac{1}{C_1} = \frac{C_2}{C_1+C_2} = 0{,}797 = k$$

Relaţia (13.51) arată că tensiunea *2* are valoarea cea mai mare pentru $\cos\left(\dfrac{t}{\sqrt{C_RL_1}}\right) = -1$ şi este în acest caz:

$$\hat{u}_2 = \hat{u}_{02} + 1{,}594\,(u_{03}-u_{02}) \quad (13.52)$$

În mod similar valoarea cea mai mică a tensiunii bornei *2* se obţine pentru $\cos\left(\dfrac{t}{\sqrt{C_RL_1}}\right) = 1$ şi este în acest caz $\hat{u}_{min} = u_{02}$.

În fig.13.13 se reprezintă diagramele tensiunilor:

u_1 - la borna *1* a întreruptorului;

u_2 - la borna *2* a întreruptorului conform relaţiei (13.51);

u_1-u_2 este tensiunea de restabilire.

Rezultă că valoarea instantanee maximă a tensiunii de restabilire este:

$$(u_1-u_2)_{max} = 2\hat{U}_2 + 1{,}594\,(\hat{U}_3 - \hat{U}_2) \qquad (13.53)$$

şi întrece de două ori valoarea de vârf a tensiunii aplicate liniei în gol.

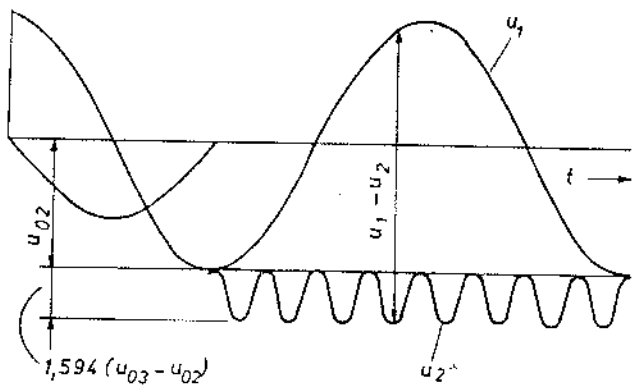


Fig. 13.13. Tensiunea de restabilire la deconectarea unei linii în gol.

Adaptarea întreruptoarelor la întreruperea sarcinilor mici inductive şi capacitive. Condiţiile funcţionale ce se cer întreruptoarelor care întrerup curenţii de magnetizare (sarcini mici inductive) sunt antagoniste condiţiilor cerute la întreruperea sarcinilor capacitive (condensatoare şi linii).

În adevăr, la întreruperea sarcinilor capacitive se cere ca tensiunea de ţinere a întreruptorului u_d să crească cât se poate de rapid pentru a evita reamorsările şi deci supratensiunile excesive. Dimpotrivă, la întreruperea sarcinilor inductive se cere ca tensiunea de ţinere să crească lent, pentru ca arcul să se reamorseze în întreruptor şi prin aceasta să se limiteze supratensiunile de comutaţie.

Pentru adaptarea întreruptorului în scopul întreruperii curenţilor inductivi mici, o metodă simplă constă în conectarea în paralel cu întreruptorul a unei rezistenţe variabile, aşezate în serie cu un eclator, cum se arată în fig.13.14,*a*. În fond, un asemenea dispozitiv anexă echivalează cu un descărcător conectat în paralel pe întreruptor. La apariţia unei supratensiuni, aceasta va fi limitată de eclator. Eficacitatea dispozitivului va fi mai mare dacă rezistenţa este neliniară, dependentă de tensiune, întocmai ca rezistenţele descărcătoarelor, conectate la liniile aeriene.

În fig.13.14,*b* se arată a posibilitate constructivă de a introduce rezistenţa *R* între polul *1* şi electrodul auxiliar *3*. Arcul electric produs de supratensiunea de comutaţie se dezvoltă între tija mobilă *2* şi electrodul auxiliar *3*.

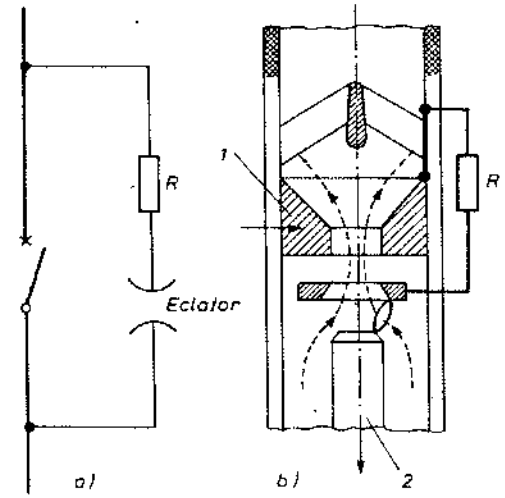


Fig. 13.14. Eclator şi rezistenţă neliniară pentru limitarea supratensiunilor:
a) schema electrică; *b)* dispoziţie constructivă (AEG).

13.3.2. Conectarea liniilor în gol

La conectarea liniilor electrice de **înaltă tensiune în gol**, apar supratensiuni importante, rezultate din cumularea supratensiunilor de frecvenţă industrială (efectul Ferranti) cu supratensiunile de natură tranzitorie provocate de starea electromagnetică a liniei şi de faza tensiunii sursei în momentul conectării. Procesul conectării liniilor electrice în gol este critic la tensiuni nominale mai mari de 420 kV sub aspectul dimensionării izolaţiilor, în cazul în care nu s-ar preconiza nici o măsură pentru limitarea supratensiunilor de comutaţie.

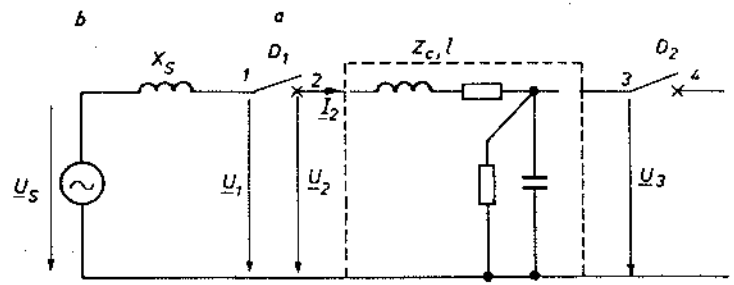


Fig. 13.15. Relativ la factorii de supratensiune la o linie necompensată.

Factori de supratensiune la frecvenţa industrială. În fig.13.15 este prezentată schema electrică a unei linii electrice caracterizate prin impedanţa caracteristică Z_c şi lungimea l, care se conectează la o sursă de energie caracterizată prin tensiunea $\underline{U}_s$ şi reactanţa de scurtcircuit X_s, prin intermediul întreruptorului D_1. Linia este în gol şi considerată fără pierderi. Dacă întreruptorul D_1 este închis, în regim permanent de funcţionare se definesc următorii factori de supratensiune:

$$k_{an} = \frac{U_3}{U_2} = \frac{1}{\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right)} \tag{13.54}$$

$$k_{bn} = \frac{U_3}{U_s} = \frac{1}{\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) - \frac{X_s}{Z_c}\sin\left(\frac{\omega l}{v}\right)} \tag{13.55}$$

cu demonstraţia din *Anexa 13.1* şi cu notaţiile :

$v = \frac{1}{\sqrt{L_0 C_0}}$ viteza de propagare

$Z_c = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}}$ impedanţa caracteristică a liniei.

Factorul de supratensiune k_{an} este cauzat de efectul Ferranti şi este reprezentat în fig.13.10 pentru tensiunea de 420 kV, dar el acuză valori cu atât mai mari cu cât tensiunea nominală a liniei este mai mare. Factorul k_{bn} se datorează trecerii curentului capacitiv absorbit de linie prin reactanţa X_s de natură inductivă.

Se constată că, în relaţia (13.53), factorul de supratensiune depinde, pentru o linie definită prin impedanţa caracteristică Z_c şi lungimea l, de raportul X_s/Z_c. La o linie cu o tensiune nominală de 525 kV, impedanţa caracteristică este $Z_c \approx 300\ \Omega$. Se pot defini rapoartele:

* puterea de scurtcircuit a sistemului $S_{ss} = \frac{U_n^2}{X_s}$ (13.56)

* puterea de scurtcircuit a liniei $S_{sl} = \frac{U_n^2}{Z_c}$ (13.57)

astfel încât raportul X_s/Z_c reprezintă raportul între puterea de scurtcircuit a liniei şi aceea a sistemului. Pentru $X_s/Z_c = 0{,}4$ creşterea de tensiune este de 20% la linia de 525 kV şi 300 km lungime [13.2].

Pentru a diminua factorii k_{an} şi k_{bn} se procedează la compensarea liniei prin conectarea de reactanţe X_B la extremităţile liniei, ca în fig.13.16. Compensarea nu este totală, curentul absorbit de linie având un caracter capacitiv. Cu linia compensată, ca în fig.13.16, factorii de supratensiune sunt:

$$k_{ac} = \frac{U_3}{U_2} = \frac{1}{\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) + \frac{Z_c}{X_B}\sin\left(\frac{\omega l}{v}\right)} \tag{13.58}$$

$$k_{bc} = \frac{U_3}{U_s} = \frac{1}{\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right)\left(1 + \frac{2X_s}{X_B}\right) + \sin\left(\frac{\omega l}{v}\right)\left(\frac{Z_C}{X_B} - \frac{X_s}{Z_c} + \frac{X_s Z_c}{X_B^2}\right)} \tag{13.59}$$

cu demonstraţia din *Anexa 13.1*. Factorii de supratensiune k_{ac} şi k_{bc} depind de gradul de compensare al liniei. Pentru o compensare de ordinul 70% la linia menţionată, aceşti factori sunt cuprinşi între 1 şi 1,1 pentru diferite valori ale raportului X_s/Z_c.

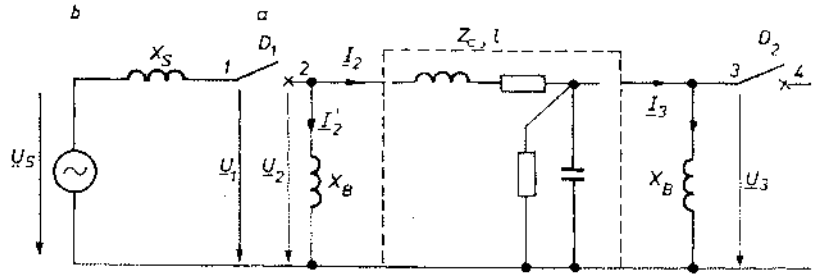


Fig. 13.16. Relativ la factorii de supratensiune la o linie compensată.

În situaţii practice este puţin probabil să se conecteze o linie electrică în gol; în principiu, la extremitatea depărtată de sursă linia se închide pe un transformator. În exploatare situaţia de "linie în gol" apare ca urmare a operaţiei de reanclanşare automată rapidă. În adevăr, la apariţia unui defect pe o fază, linia este scoasă de sub tensiune la ambele extremităţi, iar după o pauză de 0,3 s este conectată teoretic simultan la ambele extremităţi. Deoarece însă conectarea la ambele extremităţi se efectuează cu o dispersie de ordinul 3 ms, poate apare situaţia ca întreruptorul D_2 să închidă după 3 ms faţă de întreruptorul D_1 (vezi fig. 13.15 şi 13.16). Pe această durată linia se află "în gol". Se poate întâmpla ca prima deconectare să surprindă fazele sănătoase la tensiunea de vârf a reţelei. După deconectare aceste faze îşi conservă sarcina electrică, iar la reanclanşare apar supratensiuni tranzitorii importante, care se suprapun peste tensiunile de frecvenţă industrială. Supratensiunile tranzitorii depind ca valoare, pe fiecare fază, de polaritatea şi amplitudinea tensiunilor sursei şi liniei. Dacă închiderea întreruptorului are loc la aceeaşi polaritate cu a liniei şi la aproximativ aceeaşi valoare a tensiunii, nu se produc supratensiuni tranzitorii. Valorile cele mai mari ale supratensiunilor de comutaţie se produc la închiderea pe polarităţi diferite ale sursei şi liniei. Închiderea întreruptorului constituie un proces aleator în ce priveşte polaritatea şi amplitudinea tensiunii, la un aparat normal.

Pentru a diminua supratensiunile tranzitorii, întreruptorul este echipat, în două variante, cu:

a) Instalaţie electronică pentru testarea polarităţii fazei şi închiderea la aceeaşi polaritate cu a sursei.

b) Rezistenţe serie pentru amortizarea supratensiunilor, ca în fig.13.17. Întreruptorul este prevăzut pe fiecare pol cu o cale de curent în care se află introdusă o rezistenţă. Această cale de curent (*II*) se conectează înaintea căii de curent principale (*I*) şi se menţine închisă o durată de aproximativ 10 ms. Înainte de deschiderea căii de curent (*II*) se închide calea de curent (*I*). La o linie fără compensaţie factorul de supratensiune total (la frecvenţa industrială cu suprapunerea regimului tranzitoriu) poate ajunge la valoarea $k_t \approx 4$. Prin folosirea unui întreruptor cu rezistenţă serie se poate reduce la valoarea $k_t \approx 2$.

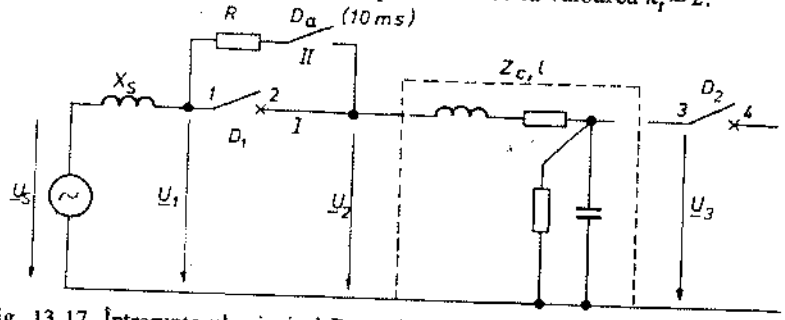


Fig. 13.17. Întreruptorul principal D_1 echipat cu rezistenţă de conectare şi întreruptorul auxiliar D_a.

13.4. Defectul în linie şi defecte similare

Defectul în linie şi defectul la bornele transformatorului produc acelaşi tip de solicitare asupra întreruptorului. Defectul evolutiv reprezintă o succesiune de defecte care îşi schimbă caracterul pe parcurs.

13.4.1. Defectul în linie (kilometric)

Defectul în linie, numit şi defect kilometric, constă în apariţia unui scurtcircuit, nu imediat după întreruptor, ci pe o linie la câţiva km de întreruptor după cum se indică în fig.13.18,*a* şi *b*. Reţeaua s-a reprezentat prin sursa de curent alternativ de tensiune u, rezistenţa R_1, inductivitatea L_1, capacitatea C_1, iar linia scurtcircuitată la un capăt prin inductivitatea L_2, rezistenţa R_2 şi capacitatea

C_2. În fig.13.18, *c*, cu linie plină s-a trasat nivelul tensiunilor efective pe durata scurtcircuitului, iar cu linie punctată - nivelul tensiunilor după ridicarea scurtcircuitului şi amortizarea fenomenelor tranzitorii.

Pe durata scurtcircuitului valoarea de vârf a tensiunii la ambele borne ale întreruptorului este u_0, tensiunea punctului de scurtcircuit este nulă, iar tensiunea sursei se menţine practic constantă la valoarea de vârf $\hat{U}$.

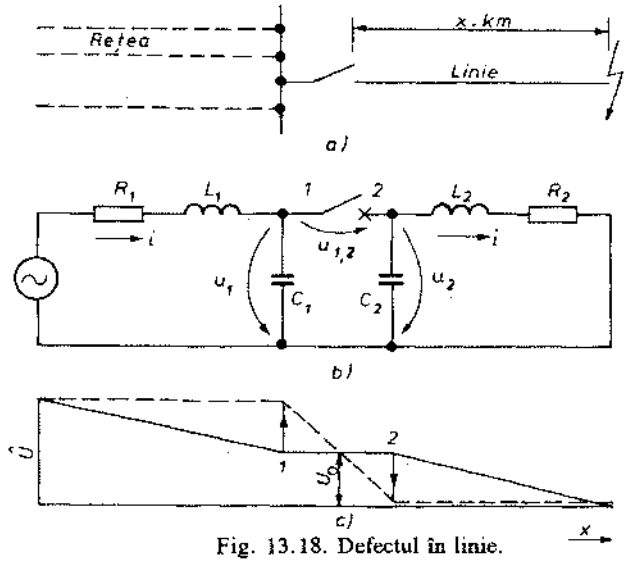


Fig. 13.18. Defectul în linie.

După întreruperea curentului de scurtcircuit, tensiunea bornei *2* a întreruptorului oscilează, tinzând către valoarea zero, iar tensiunea bornei *1* oscilează, tinzând către valoarea $\hat{U}$. Tensiunea oscilantă de restabilire între bornele *1* şi *2* este $u_{1,2} = u_1 - u_2$ şi constituie o solicitare dielectrică importantă a întreruptorului din cauza pantei mari în etapa iniţială. Panta mare a tensiunii oscilante de restabilire se datoreşte frecvenţei ridicate de oscilaţie a liniei de lungime relativ mică.

Tensiunea bornei 2 se calculează prin stabilirea unui circuit echivalent pentru linia întreruptă, cu o extremitate liberă şi cu cealaltă conectată la pământ. Dacă se neglijează amortizarea liniei rezultă o linie fără pierderi, care oscilează pe sfert de lungime de undă, adică:

$$\lambda_n = \frac{4}{2n+1} l; \quad n = 0, 1, 2, 3$$

Pentru această linie se poate stabili un circuit echivalent pentru fundamentală ($n=0$), dacă se impune să aibă aceeaşi frecvenţă de oscilaţie şi acelaşi curent capacitiv ca linia reală cu constante uniform distribuite. În aceste condiţii, linia va oscila pe sfert de lungime de undă, ca în fig.13.19, iar frecvenţa proprie de oscilaţie va fi:

$$f = \frac{v}{\lambda} = \frac{1}{\sqrt{L_0 C_0}4l} = \frac{1}{4\sqrt{LC}} \tag{13.60}$$

unde : $L = L_0 l$; $C = C_0 l$;
l - lungimea liniei;
C_0, L_0 - constante uniform repartizate.

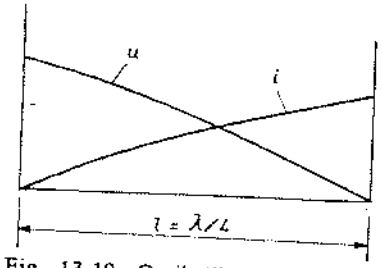


Fig. 13.19. Oscilaţiile de curent şi tensiune ale unei linii scurtcircuitate.

Condiţia de a avea acelaşi curent capacitiv este:

$$C_2 = \frac{C}{2} \tag{13.61}$$

iar condiţia de a obţine aceeaşi frecvenţă de oscilaţie este,

$$\frac{1}{2\pi\sqrt{L_2 C_2}} = \frac{1}{4\sqrt{LC}} \tag{13.62}$$

sau

$$\pi^2 L_2 C_2 = 4LC$$

de unde rezultă,

$$L_2 = \frac{4LC}{\pi^2 C_2} = \frac{8LC}{\pi^2 C} = \frac{8}{\pi^2} L = 0{,}808\ L \tag{13.63}$$

În ipoteza întreruperii curentului la trecerea prin valoarea zero, din circuitul echivalent al liniei din fig.13.18,*b*, rezultă:

$$u_2 = u_0 - \frac{1}{C_2}\int_0^t i_2 dt = R_2 i_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} \tag{13.64}$$

sau

$$\mathcal{L} i_2 = \frac{u_0}{L_2} \frac{1}{p^2 + 2p\delta_2 + \omega_{02}^2}$$

Cu notaţiile :

$$\delta_2 = \frac{R_2}{2L_2},\ \omega_{02}^2 = \frac{1}{L_2 C_2} \text{ şi } \omega_{e2} = \sqrt{\omega_{02}^2 - \delta_2^2}$$

se obţine curentul :

$$i_2 = \frac{u_0}{\omega_{e2} L_2} e^{-\delta_2 t} \sin \omega_{e2} t \tag{13.65}$$

iar tensiunea bornei 2 este :

$$u_2 = \frac{R_2 u_0}{\omega_{e2} L_2} e^{-\delta_2 t} \sin \omega_{e2} t + u_0 e^{-\delta_2 t}\left(\cos \omega_{e2} t - \frac{\delta_2}{\omega_{e2}} \sin \omega_{e2} t\right) \tag{13.66}$$

În ipoteza amortizării nule ($R_2 = 0$; $\delta_2 = 0$), relaţia (13.66) devine

$$u_2 = u_0 \cos \omega_{02} t = u_0 \cos \frac{t}{\sqrt{L_2 C_2}} \tag{13.67}$$

Tensiunea bornei *1* se calculează pe baza circuitului echivalent al reţelei din fig.13.18,*b*. Dacă se admite că pe o durată mică, la trecerea curentului de scurtcircuit prin zero, tensiunea u a sursei are valoarea $\hat{U}$ constantă, se scrie:

$$\hat{U} = R_1 i_1 + L_1 \frac{di_1}{dt} + u_0 + \frac{1}{C_0}\int_0^t i_1 dt \tag{13.68}$$

$$u_1 = u_0 + \frac{1}{C_1}\int_0^t i_1 dt \tag{13.69}$$

De unde rezultă:

$$u_1 = \hat{U} + (u_0 - \hat{U}) e^{-\delta_1 t}\left(\cos \omega_{e1} t + \frac{\delta_1}{\omega_{e1}} \sin \omega_{e1} t\right) \tag{13.70}$$

unde:

$$\delta_1 = \frac{R_1}{2L_1};\ \omega_{e1} = \sqrt{\omega_{01}^2 - \delta_1^2};\ \omega_{01}^2 = \frac{1}{L_1 C_1}$$

În ipoteza amortizării nule, relaţia (13.70) devine:

$$u_1 = \hat{U} + (u_0 - \hat{U}) \cos \omega_{01} t \tag{13.71}$$

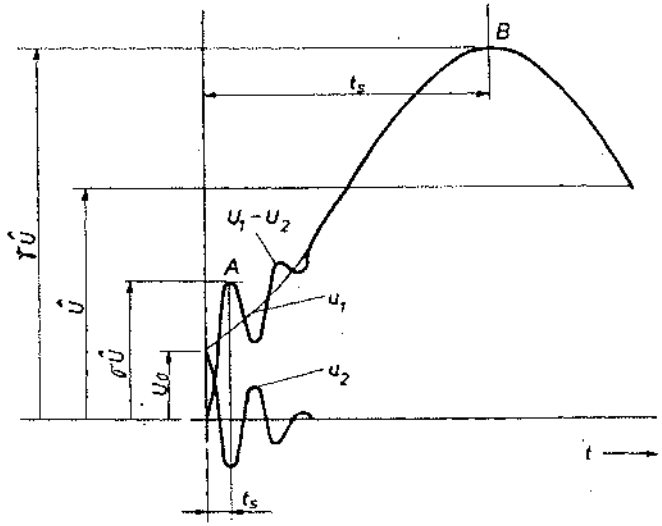


Fig. 13.20. Diagrama tensiunii de restabilire la un defect în linie.

În fig.13.20 s-au reprezentat grafic curbele tensiunilor u_2 din relaţia (13.66), u_1 din relaţia (13.70) şi $u_{1,2} = u_1 - u_2$, care reprezintă tensiunea de

restabilire la bornele întreruptorului. Se constată că frecvenţa de oscilaţie a liniei este mult superioară frecvenţei de oscilaţie a reţelei şi că panta iniţială a tensiunii $u_{1,2}$ este accentuată.

Observaţie. Calculul efectuat pentru determinarea tensiunii de restabilire $u_{1,2}$ este aproximativ, întrucât s-au făcut ipoteze simplificatoare pentru a scoate în evidenţă fenomenele principale. Pentru obţinerea unor rezultate mai exacte se recurge fie la modelarea reţelei şi a liniei, fie la utilizarea calculatoarelor electronice.

În cazurile practice, frecvenţa tensiunii u_2 este de ordinul 100 kHz, a tensiunii u_1 de ordinul 1...5 kHz, iar zona periculoasă este cuprinsă între 0,8 şi 9 km.

Pericolul defectului kilometric constă în reamorsarea arcului electric în întreruptor, deoarece, din cauza vitezei mari de creştere a tensiunii de restabilire, aceasta întrece ca valoare tensiunea de ţinere între contactele întreruptorului.

Cu cât valoarea tensiunii u_0, existentă la ambele borne ale întreruptorului în momentul izolării liniei, este mai mare, cu atâta panta iniţială a tensiunii oscilante de restabilire este mai mare, ceea ce se poate urmări şi pe fig.13.20.

Valoarea maximă $\hat{U}_0$ a tensiunii u_0 depinde de valoarea curentului de scurtcircuit şi, în primă aproximaţie, de reactanţa liniei scurtcircuitate, conform relaţiei:

$$u_0 = \hat{U} = \sqrt{2} I l X_0 \tag{13.72}$$

unde:

I este curentul de scurtcircuit, ca valoare efectivă;

l - lungimea liniei;

X_0 - reactanţa liniei pe unitatea de lungime.

În reţelele în care curentul de scurtcircuit are valori moderate, adică mai mici decât 20 kA, valoarea tensiunii u_0 rămâne relativ redusă, iar panta iniţială a tensiunii oscilante de restabilire este mică şi ca urmare nu se produc reamorsări în întreruptor. Defectul kilometric este sesizabil numai în reţelele în care curentul de scurtcircuit este mai mare decât 20 kA şi unde puterea de rupere a întreruptorului este apropiată de puterea de scurtcircuit a reţelei în punctul considerat.

După Pouard [13.7, 13.8], severitatea (Sev) a solicitării întreruptorului depinde de :

- solicitarea termică dată de curentul de scurtcircuit I;
- valoarea $U_A \approx 2u_0$ a primului maxim al tensiunii oscilante de restabilire;
- panta du_r/dt a tensiunii oscilante de restabilire până la primul maximum, după relaţia:

$$\text{Sev} = I U_A \frac{du_r}{dt} \tag{13.73}$$

Curentul de scurtcircuit, valoarea efectivă, se calculează cu relaţia:

$$I = \frac{U}{\sqrt{3}(X_1 + X_0 l)} \tag{13.74}$$

unde:

X_1 este reactanţa reţelei;

X_0 - reactanţa pe 1 km de linie;

l - lungimea liniei.

Valoarea U_A a primului maxim se calculează aproximativ:

$$U_A \approx 2u_0 \tag{13.75}$$

Panta tensiunii de restabilire se calculează aproximativ:

$$\frac{du_r}{dt} \approx \frac{2u_0}{\frac{T}{2}} = \frac{2\hat{U}_0}{\frac{2l}{v}} = vX_0 I\sqrt{2} = Z_c \omega I \sqrt{2} \tag{13.76}$$

unde Z_c este impedanţa caracteristică a liniei scurtcircuitate.

Cu relaţiile (13.72), (13.75), (13.76) expresia severităţii solicitării devine:

$$\text{Sev} = 4I^3 X_0 \omega Z_c l \tag{13.77}$$

Aplicaţie numerică. Se cere să se stabilească valoarea maximă a severităţii solicitării la defectul în linie pentru un întreruptor dintr-o reţea de 220kV. Linia scurtcircuitată este alimentată de la o sursă de putere practic infinită prin intermediul a $n=8$ linii în paralel, pe o distanţă $D=80$ km. Aceste linii au aceiaşi parametri lineici ca linia scurtcircuitată.

Expresia (13.77) ia forma:

$$\text{Sev} = 4\left[\frac{U_n}{\sqrt{3}\left(\frac{DX_0}{n} + X_0 l\right)}\right]^3 X_0 \omega Z_c l \tag{13.78}$$

Pentru o linie dublă de tipul:

2 × 21,9 / 400

↑ ↑ ↑

numărul de conductoare pe fază — diametrul conductorului — distanţa între conductoare

Din tabelele din Anexa A5, volumul 1 se extrage:

$X_0 \approx 0{,}32\ \Omega/\text{km}$

$X_0^{(c)} \approx 280\,000\ \Omega\text{km}$

Impedanţa caracteristică rezultă:

$$Z_c = \sqrt{X_0 X_0^{(c)}} = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} = \sqrt{0{,}32 \cdot 280000} = 299{,}33\ \Omega$$

Pentru calculator ecuaţia (13.78) devine:

$$\text{Sev} = 120306{,}7\left[\frac{220000}{\sqrt{3}\,(3{,}2 + 0{,}32\,l)}\right]^3 l$$

Se obţine diagrama Sev = f(l) ca în fig.13.21. Solicitarea maximă apare la l = 5km.

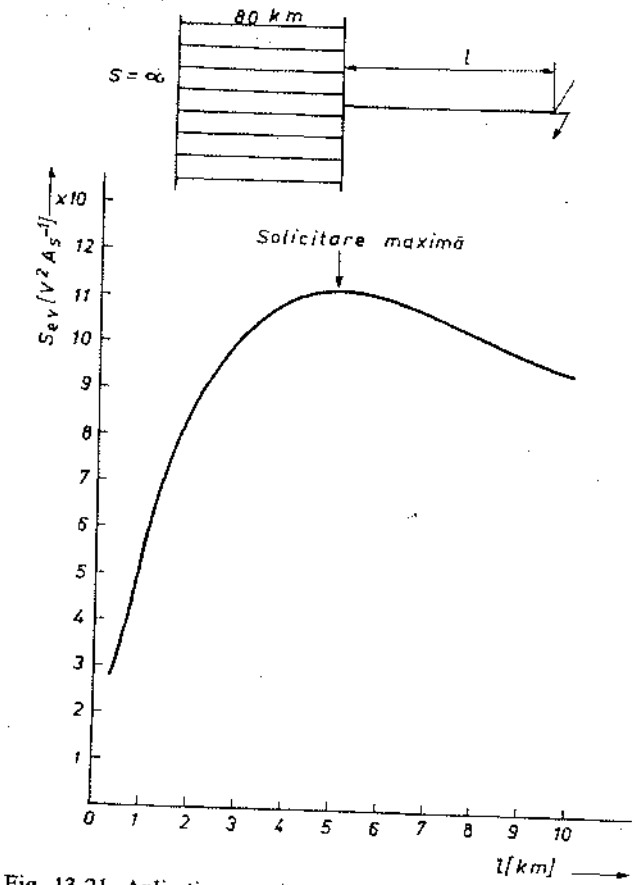


Fig. 13.21. Aplicaţie numerică la defectul în linie.

Definirea tensiunii oscilante de restabilire prin metoda celor patru parametri. Se constată că tensiunea oscilantă de restabilire, în cazul eliminării defectului kilometric, oscilează pe două frecvenţe: a liniei şi a reţelei. Ca urmare, definirea acestei tensiuni numai prin doi parametri:

f - frecvenţa proprie de oscilaţie;

γ - factorul de oscilaţie,

după cum s-a indicat în cap.1, nu mai este suficientă. Curba din fig.13.20 este caracterizată de patru parametri, şi anume: doi parametri definesc punctul A, primul maxim al curbei, prin: panta $\sigma\hat{U}/t_A$ şi factorul de suboscilaţie $\sigma = \frac{U_A}{\hat{U}}$, iar doi parametri definesc punctul B (maximum maximorum), prin frecvenţa proprie

$f_0 = 1/2\ t_B$ şi factorul de supraoscilaţie $\gamma = \frac{U_B}{\hat{U}}$.

13.4.2. Deconectarea unui scurtcircuit la bornele transformatorului

Acest proces de comutaţie produce la bornele întreruptorului o tensiune oscilantă de restabilire cu pantă mare, întocmai ca la deconectarea defectului kilometric. În fig.13.22, s-a reprezentat:

a) poziţia întreruptorului în reţeaua cu scurtcircuit la bornele transformatorului;

b) schema electrică echivalentă, unde s-a neglijat influenţa rezistenţelor;

c) diagrama tensiunilor: u a sursei, u_1 a bornei întreruptorului spre reţea, u_2 a bornei întreruptorului spre transformator şi $u_{1,2} = u_1 - u_2$, care reprezintă tensiunea oscilantă de restabilire la bornele întreruptorului.

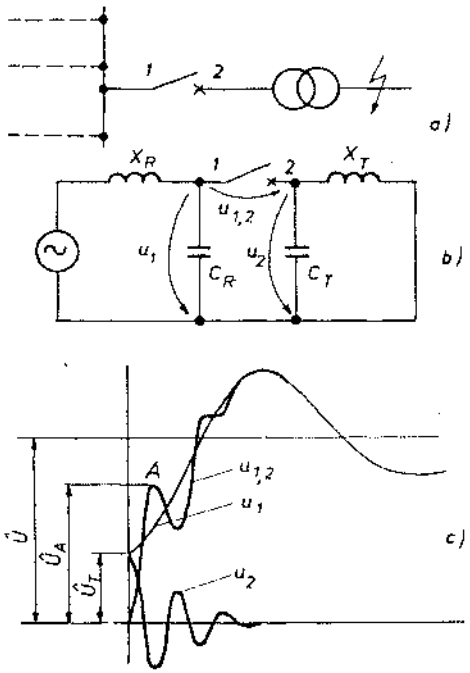


Fig. 13.22. Deconectarea unui transformator cu scurtcircuit în secundar.

Pe durata scurtcircuitului raportul între tensiunea la bornele transformatorului U_T şi tensiunea U a sursei, presupusă de putere infinită, este:

$$\frac{U_T}{U} = \frac{X_T}{X_R + X_T} \tag{13.79}$$

unde cu X_R s-a notat reactanţa reţelei şi cu X_T reactanţa transformatorului. Cu cât transformatorul are o putere nominală mai mică, cu atât reactanţa sa este mai mare, iar tensiunea $\hat{U}_T$ la bornele transformatorului este mai mare. Pentru cazurile practice raportul $U_T/U \approx 0{,}6...0{,}9$.

Frecvenţa proprie de oscilaţie a transformatorului la scurtcircuit variază între 10 kHz, la tensiuni de ordinul 400 kV şi 20...30 kHz, la tensiuni de ordinul 50 kV. Frecvenţa proprie de oscilaţie a reţelei din amonte este de ordinul 1...3 kHz. Întocmai ca la defectul kilometric, solicitarea dielectrică produsă de tensiunea oscilantă de restabilire $u_{1,2}$ este dată atât de valoarea amplitudinii U_A, cât şi de frecvenţa proprie de oscilaţie a transformatorului în scurtcircuit. Se poate obţine astfel o pantă de ordinul 5,9 kV/μs, pentru U_A = 148 kV, ceea ce reprezintă o solicitare extrem de dură pentru întreruptor.

În concluzie, deconectarea unui scurtcircuit în apropierea unui transformator poate conduce la solicitări dielectrice importante, dacă puterea transformatorului este mică, spre exemplu 5...10% faţă de puterea de scurtcircuit a întreruptorului.

13.4.3. Defectul evolutiv

Un defect evolutiv este un defect de scurtcircuit între o fază şi pământ sau între două faze, ca urmare a supratensiunilor produse la deconectarea sarcinilor mici inductive sau capacitive. Întreruptorul deconectează în prima etapă un curent mic inductiv sau capacitiv, iar în etapa a doua un curent de scurtcircuit. Ţinând seama de probabilitatea redusă de apariţie a defectului evolutiv se admite ca valoarea curentului de scurtcircuit, care se deconectează la defectul evolutiv, să fie de 60% din valoarea curentului de scurtcircuit la verificarea normală a capacităţii de deconectare.

13.5. Deconectarea în opoziţie de fază

Această situaţie poate apărea în reţelele de înaltă tensiune, interconectate, alimentate de cel puţin două centrale. Ca urmare a deconectării întreruptorului, care asigură funcţionarea în paralel a celor două centrale, tensiunea de restabilire la frecvenţa industrială poate atinge valori $2U_n$, unde U_n este tensiunea compusă

a reţelei. Procesul va fi studiat pe schema electrică echivalentă monofazată din fig.13.23,*a*. Două generatoare echivalente G_1 şi G_2 alimentează consumatorul prin intermediul liniilor de inductivitate L_1 şi L_2. În funcţionare normală, tensiunile la bornele celor două generatoare sunt în fază. La apariţia unui scurtcircuit la bornele sarcinii Z_r ambele generatoare vor contribui la obţinerea curentului de scurtcircuit cu valoarea:

$$I_1 = \frac{U}{\omega}\left(\frac{1}{L_1} + \frac{1}{L_2}\right) \tag{13.80}$$

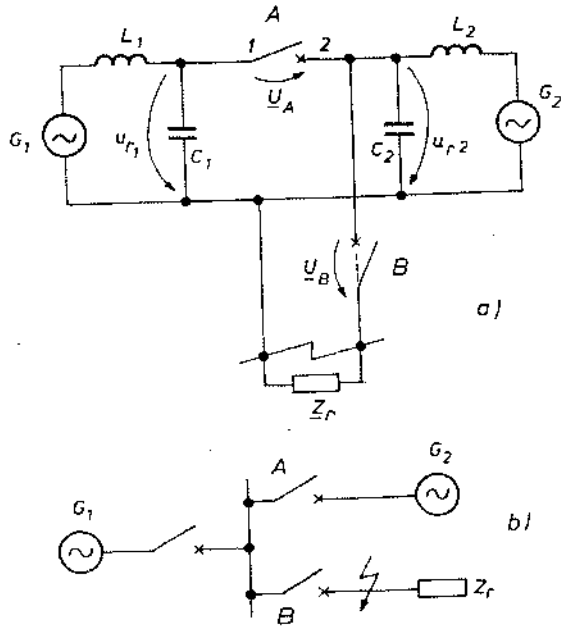


Fig. 13.23. Opoziţia de fază:
a) circuit monofazat; *b)* configuraţie reală.

Existenţa scurtcircuitului face să dispară sarcina activă a generatoarelor şi, ca urmare, cele două generatoare ies din sincronism. După eliminarea scurtcircuitului, prin deschiderea întreruptorului B, între cele două generatoare se va stabili un curent de circulaţie determinat de diferenţa de fază existentă între tensiunile la borne ale celor două generatoare. Acest curent de circulaţie este de natura unui curent de scurtcircuit, iar valoarea lui cea mai mare apare la opoziţia de fază între tensiunile la bornele celor două generatoare. Dacă U este tensiunea la borne a unui generator, acest curent este:

$$I_2 = \frac{2U}{\omega(L_1 + L_2)} \tag{13.81}$$

Raportul între curentul de scurtcircuit I_2 în opoziţie de fază şi curentul I_1, de scurtcircuit normal, este:

$$k = \frac{I_2}{I_1} = \frac{\dfrac{2}{L_1 + L_2}}{\dfrac{1}{L_1} + \dfrac{1}{L_2}} \qquad (13.82)$$

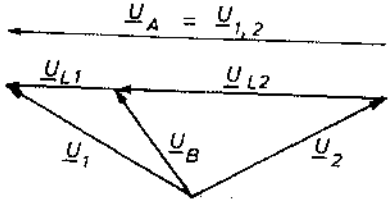


Fig. 13.24. Diagrame fazoriale la deconectarea în opoziţie de fază.

Raportul k are valoarea cea mai mare ($k = 0{,}5$) pentru $L_1 = L_2$. Curentul de scurtcircuit I_2 este întrerupt prin deschiderea întreruptorului A, iar tensiunea de restabilire, la frecvenţa industrială, este $U_{1,2}$ ca în fig.13.24. În regim de scurtcircuit, după deconectarea întreruptorului B, tensiunea $U_{1,2}$ se aplică inductivităţilor L_1 şi L_2. Tensiunea de restabilire U_B a întreruptorului B este redusă ca mărime şi ca urmare întreruptorul B deconectează scurtcircuitul în condiţii uşoare. Tensiunea oscilantă de restabilire $u_{1,2}$ a întreruptorului A, pentru cazul opoziţiei totale de fază, este indicată calitativ în fig.13.25 şi rezultă ca o diferenţă a tensiunilor de restabilire u_1 şi u_2 care există la bornele condensatorului C_1, respectiv C_2.

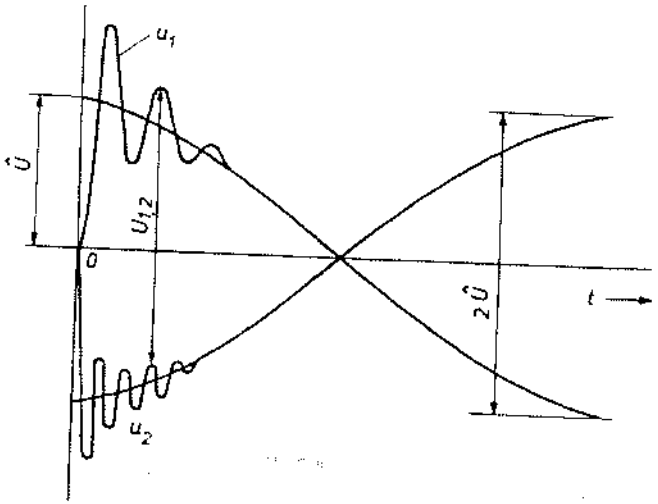


Fig. 13.25. Diagrame de mărimi instantanee la deconectarea în opoziţie de fază.

Frecvenţele proprii de oscilaţie ale acestor tensiuni de restabilire sunt diferite:

$$f_1 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1 C_1}} \; ; \; f_2 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_2 C_2}}$$

şi deci în general $f_1 \neq f_2$. Ca urmare şi valorile de vârf ale tensiunilor nu coincid în timp şi deci factorul de oscilaţie γ, considerat la valoarea de vârf $2\hat{U}$, este mai mic adică în acest caz $\gamma \approx 1{,}2$. Pentru constructorii de aparate, deconectarea în opoziţie de fază impune condiţii grele în realizarea întreruptorului. Acesta urmează să reziste la o solicitare dielectrică egală cu de două ori valoarea de vârf a tensiunii de exploatare şi la curent de rupere de 0,5 din curentul de scurtcircuit al reţelei. Deoarece ieşirea din sincronism a celor două generatoare este posibilă, dar ajungerea în opoziţie de fază completă este puţin probabilă, în scopul realizării unor construcţii economice de întreruptoare se convine între constructori şi exploatatori ca valoarea curentului de rupere, la încercarea în opoziţie de fază, să fie redusă de la $0{,}5I_1$ la $0{,}25I_1$.

Opoziţia de fază în circuitele trifazate. Solicitarea întreruptorului depinde de gradul de opoziţie, de legarea la pământ a neutrului şi de alte defecte eventuale în reţea.

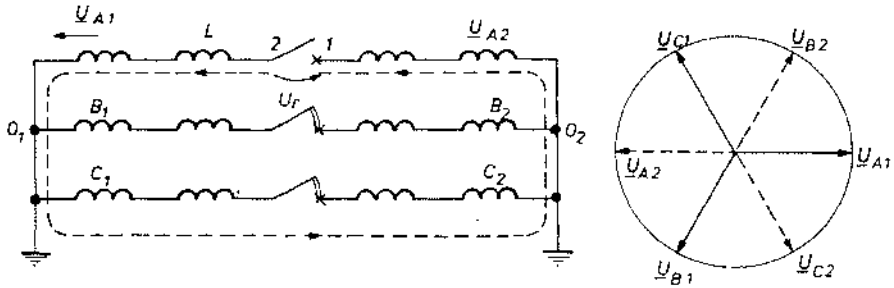


Fig. 13.26. Neutrul la pământ la ambele transformatoare.

În fig.13.26 se consideră că cele două surse (secundarele a două transformatoare) au neutrul conectat la pământ. În acest caz, cei trei poli ai întreruptorului întrerup curenţii egali în modul, iar tensiunea de restabilire în frecvenţa industrială este $2\hat{U}$, adică de două ori tensiunea simplă. În adevăr, din fig.13.26 rezultă $\underline{U}_r = \underline{U}_{A1} - \underline{U}_{A2}$

În fig.13.27 se consideră că una din cele două surse are neutrul legat la pământ. La deconectarea polului 1, tensiunea oscilantă de restabilire la frecvenţa industrială, după cum rezultă din diagramă, este $\underline{U}_r = \underline{U}_{A1} - \underline{U}_{B1} + \underline{U}_{B2} - \underline{U}_{A2} = 2\,\underline{U}$. Ca modul, această tensiune este egală cu de două ori tensiunea între faze.

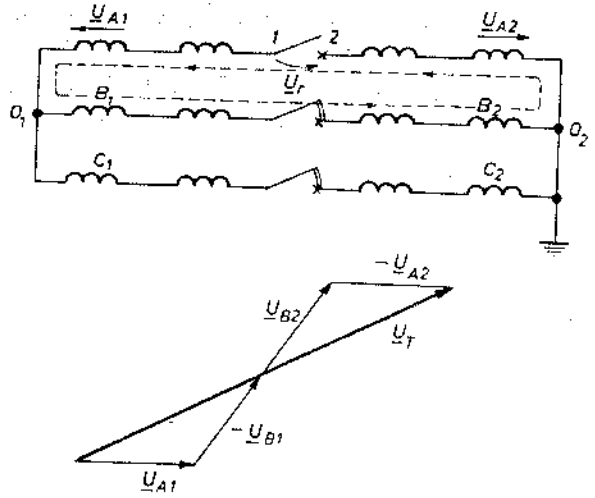


Fig. 13.27. Un singur neutru la pământ (sau nici unul).

13.6. Rolul întreruptoarelor în asigurarea stabilității

În fig.13.28,*a* s-a reprezentat schema tipică a unui transport de energie în cadrul unui sistem energetic interconectat. G_1 este generatorul sincron înlocuitor al centralei *I*, iar G_2 - generatorul sincron înlocuitor al centralei *II*. Consumatorul se află conectat la barele generatorului G_2, astfel că se execută un transport de energie de la generatorul G_1 la generatorul G_2, prin intermediul liniilor L_1 și L_2 conectate în paralel. Dacă U_1 și U_2 sunt tensiunile la bornele generatoarelor G_1 și G_2, iar I este curentul produs de generatorul G_1, puterea activă transportată de la centrala *I* la centrala *II* este:

$$P = U_2 I \cos \varphi. \tag{13.83}$$

În fig.13.28,*b* s-a reprezentat diagrama fazorilor, ținând seama numai de reactanța liniilor L_1 și L_2, rezistența fiind neglijabilă. Unghiul θ între tensiunile U_1 și U_2 poate fi considerat ca fiind și unghiul între roțile polare ale celor două generatoare, presupuse de construcțue similară. În figura menționată constatăm că:

$$\bar{AD} = U_1 \sin\theta = XI\cos\varphi$$

sau

$$\cos\varphi = \frac{U_1 \sin\theta}{XI}$$

expresie care se introduce în relația (13.83) a puterii și se obține:

$$P = \frac{U_1 U_2 \sin\theta}{X} \tag{13.84}$$

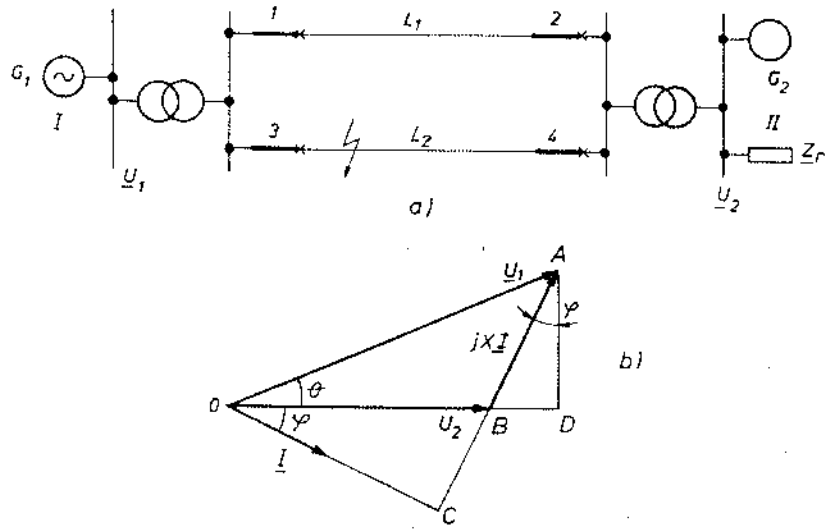


Fig. 13.28. Relativ la rolul întreruptoarelor în asigurarea stabilității.

Deci puterea activă transportată de la centrala *I* la centrala *II* depinde de unghiul θ și are valoarea maximă pentru $\theta \approx \pi/2$:

$$P_{max} = \frac{U_1 U_2}{X} \tag{13.85}$$

La apariția unui defect (scurtcircuit) pe linia L_2, întreruptoarele *3* și *4* deconectează de la ambele capete această linie. Se constată astfel că reactanța X capătă trei valori în intervalul de timp scurs între apariția defectului și eliminarea lui, și anume:

$X = X_1$ - reactanța racordului înainte de scurtcircuit; cu cele două linii L_1 și L_2 în funcțiune;

$X = X_{sc}$ - reactanța de scurtcircuit; pe durata scurtcircuitului nu se mai face transport apreciabil de energie între centralele *I* și *II*; ca urmare situația de asimilat este corespunzătoare creșterii aparente a reactanței între centralele *I* și *II*;

$X = X_2$ - reactanța racordului după deconectarea liniei L_2.

În timpul regimului tranzitoriu, punctul de funcționare a puterii transmise, conform relației (13.84), se deplasează pe trei sinusoide, ca în fig.13.29, corespunzător celor trei reactanțe X_1, X_{sc}, X_2. Pe durata regimului tranzitoriu puterea mașinii primare P_0 rămâne constantă, deoarece regulatorul de sarcină nu are timpul necesar de a interveni.

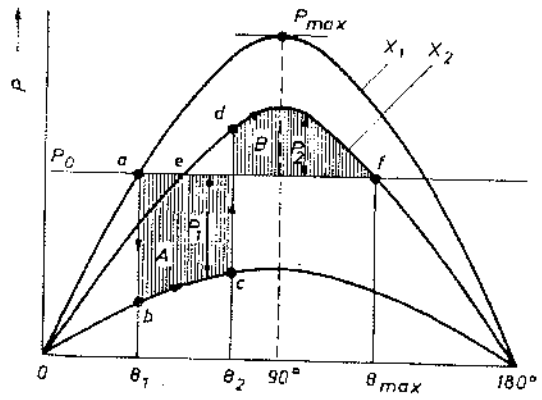


Fig. 13.29. Regimul de puteri la deconectarea unei linii.

Punctul normal de funcționare, în diagrama din fig.13.29 este *a*, determinat de puterea P_0 și unghiul θ. În momentul apariției scurtcircuitului, acest punct se deplasează în *b*, pe curba puterii corespunzătoare reactanței de scurtcircuit X_{sc}. Pe durata scurtcircuitului, puterea electrică cedată de generatorul *I* este inferioară puterii mecanice dezvoltate de mașina primară corespunzătoare și din această cauză roata polară a generatorului *I* are tendința de accelerare. În acest mod, punctul de funcționare trece din *b* (cu unghiul θ_1) în *c* (cu unghiul θ_2). În regimul de scurtcircuit, sarcina generatorului este practic reactivă, iar în masele în rotație se acumulează energie cinetică.

După eliminarea scurtcircuitului, punctul de funcționare trece în *d*, pe curba puterii corespunzătoare reactanței X_2. Dar în punctul *d*, puterea electrică este superioară puterii mecanice și deci rotorul va fi frânat. Punctul de funcționare este readus în *e*, la echilibru între puterea electrică și mecanică, prin intermediul unor oscilații. Se poate trece în punctul *f*, când puterea electrică este inferioară puterii mecanice, iar mașina se decroșează prin accelerare.

În asemenea situație se ajunge dacă energia de accelerare (proporțională cu aria *A*) este superioară energiei de frânare (proporțională cu aria *B*). Dacă se notează:

energia de accelerare:

$$W_a = \int_{\theta_1}^{\theta_2} M_a \, d\theta = \int_{\theta_1}^{\theta_2} \frac{P_1}{\Omega} \, d\theta; \qquad (13.86)$$

energia de frânare:

$$W_f = \int_{\theta_2}^{\theta_{max}} M_f \, d\theta = \int_{\theta_2}^{\theta_{max}} \frac{P_2}{\Omega} \, d\theta \qquad (13.87)$$

rezultă că, pentru a nu avea decroșare prin accelerare, este necesar ca $W_a < W_f$,

iar punctul de funcționare este adus în *e*.

Pentru a micșora energia de accelerare W_a este necesar ca durata scurtcircuitului să fie redusă la maximum. Această cerință este îndeplinită cu ajutorul întreruptoarelor ultrarapide, la care durata arcului electric în întreruptor este aproximativ o semiperioadă, adică arcul este stins la prima lui trecere prin valoarea zero. Întreruptoarele cu ulei mult sau cu ulei puțin, care extrag energia necesară stingerii arcului chiar din energia arcului electric, necesită câteva semiperioade pentru stingerea arcului electric, în scopul formării unei presiuni suficiente în camera de stingere. Un rol important în limitarea duratei scurtcircuitului îl joacă dispozitivele de declanșare ale întreruptorului, care trebuie să aibă un timp propriu cât mai redus.

Mai trebuie ținut seama de eșalonarea timpilor de declanșare a întreruptoarelor pe baza principiilor protecției selective, astfel încât durata scurtcircuitului nu poate fi mai mică de 0,1...0,2 s.

Măsuri suplimentare pentru asigurarea stabilității dinamice a rețelelor sunt și *reanclanșarea rapidă* pe fiecare pol al întreruptorului și *forțarea excitației*. Reanclanșarea rapidă se execută după deconectarea scurtcircuitului după o pauză de 0,3s și numai la faza defectă. Deoarece cele mai multe defecte pe liniile de transport de energie sunt trecătoare, această măsură este eficientă în menținerea stabilității dinamice a sistemelor energetice. În condițiile existenței unor întreruptoare rapide, forțarea excitației joacă un rol din ce în ce mai redus, din cauza constantei de timp mari a mașinii sincrone.

Probleme

P.13.1.

Să se calculeze supratensiunea de comutație produsă la deconectarea unui transformator de 30 MVA, 245 kV/123 kV. Se cunoaște:
- curentul de mers în gol $I_m = 0{,}05\ I_n$;
- capacitatea parazită totală $C = 3000$ pF.

P.13.2.

Să se calculeze valoarea maximă a tensiunii de restabilire la deconectarea unei linii în gol de 420 kV de tipul 2x32/400. Lungimea liniei este de 400 km. Linia nu este compensată, neutrul este legat la pământ.

P.13.3.

Să se determine factorii de supratensiune k_{an} și k_{bn} în situația din problema 13.2, pentru raportul $X_s/Z_c = 0{,}4$.

P.13.4.

Să se determine factorii de supratensiune k_{ac} și k_{bc} în situația din problema 13.2, cu raportul $X_s/Z_c = 0{,}4$. Gradul de compensare este 70% ($I_{B1} + I_{B2} = 0{,}7 I_c$).

ANEXE DE CALCUL

ANEXA 13.1.

Deducerea factorilor de supratensiune k_{an}, k_{bn}, k_{ac}, k_{bc}

a) *Linia necompensată.* Cu notaţiile din fig. 13.15, ecuaţiile telegrafiştilor se scriu sub forma:

$$\underline{U}_2 = \underline{U}_3 \operatorname{ch}\gamma l + Z_c \underline{I}_3 \operatorname{sh}\gamma l \qquad \text{(A.13.1)}$$

$$\underline{I}_2 = \frac{\underline{U}_3}{Z_c} \operatorname{sh}\gamma l + \underline{I}_3 \operatorname{ch}\gamma l \qquad \text{(A.13.2)}$$

Pentru linia fără pierderi $\gamma = j\omega\sqrt{L_0 C_0}$, unde L_0 şi C_0 sunt constante lineice. Dacă linia este în gol $I_3 = 0$ şi se obţine:

$$\underline{U}_2 = \underline{U}_3 \operatorname{ch}\gamma l \qquad \text{(A.13.3)}$$

$$\underline{I}_2 = \frac{\underline{U}_3}{Z_c} \operatorname{sh}\gamma l \qquad \text{(A.13.4)}$$

Se ţine seama de relaţiile:

$$\operatorname{ch}(j\omega\sqrt{L_0 C_0}\, l) = \cos(\omega\sqrt{L_0 C_0}\, l) = \cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) \qquad \text{(A.13.5)}$$

$$\operatorname{sh}(j\omega\sqrt{L_0 C_0}\, l) = j\sin(\omega\sqrt{L_0 C_0}\, l) = j\sin\left(\frac{\omega l}{v}\right) \qquad \text{(A.13.6)}$$

Din relaţia (A.13.3) se obţine:

$$\frac{\underline{U}_3}{\underline{U}_2} = \frac{1}{\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right)} = \frac{U_3}{U_2} = k_{an}$$

Tensiunea $\underline{U}_s$ rezultă:

$$\underline{U}_s = \underline{U}_2 + jX_s \underline{I}_2 = \underline{U}_3 \cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) - \frac{X_s}{Z_c}\underline{U}_3 \sin\left(\frac{\omega l}{v}\right) \qquad \text{(A.13.7)}$$

iar raportul:

$$\frac{\underline{U}_3}{\underline{U}_s} = \frac{1}{\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) - \frac{X_s}{Z_c}\sin\left(\frac{\omega l}{v}\right)} = \frac{U_3}{U_2} = k_{bn} \qquad \text{(A.13.8)}$$

b) *Linia compensată.* Cu notaţiile din fig. 13.16, curentul la extremitatea liniei este:

$$\underline{I}_3 = \frac{\underline{U}_3}{jX_B} \qquad \text{(A.13.9)}$$

Din relaţia (A.13.1) se obţine expresia tensiunii în punctul 2:

$$\underline{U}_2 = \underline{U}_3 \operatorname{ch}\gamma l + \underline{U}_3 \frac{Z_c}{jX_B} \operatorname{sh}\gamma l \text{ sau} \qquad \text{(A.13.10)}$$

$$\underline{U}_2 = \underline{U}_3 \cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) + \underline{U}_3 \frac{Z_c}{X_B} \sin\left(\frac{\omega l}{v}\right) \qquad \text{(A.13.11)}$$

Raportul tensiunilor:

$$\frac{\underline{U}_3}{\underline{U}_2} = \frac{U_3}{U_2} = \frac{1}{\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) + \frac{Z_C}{X_B}\sin\left(\frac{\omega l}{v}\right)} = k_{ac} \qquad \text{(A.13.12)}$$

Expresia tensiunii sursei se scrie:

$$\underline{U}_s = \underline{U}_2 + jX_s(\underline{I}_2 + \underline{I}_2') \qquad \text{(A.13.13)}$$

cu expresia curentului $\underline{I}_2$ din relaţia (A.13.2)

$$\underline{I}_2 = \frac{\underline{U}_3}{Z_c} \operatorname{sh}\gamma l + \frac{\underline{U}_3}{j} X_B \cos\gamma l \qquad \text{(A.13.14)}$$

şi cu

$$\underline{I}_2' = \frac{\underline{U}_2}{jX_B} \qquad \text{(A.13.15)}$$

Se obţine în final:

$$\underline{U}_s = \underline{U}_3\left[\left(1+2\frac{X_s}{X_B}\right)\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) + \left(\frac{Z_c}{X_B} - \frac{X_s}{Z_c} + \frac{X_s Z_c}{X_B^2}\right)\sin\left(\frac{\omega l}{v}\right)\right] \qquad \text{(A.13.16)}$$

de unde rezultă

$$\frac{\underline{U}_3}{\underline{U}_s} = \frac{U_3}{U_s} = \frac{1}{\left(1+2\frac{X_s}{X_B}\right)\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right) + \left(\frac{Z_c}{X_B} - \frac{X_s}{Z_c} + \frac{X_s Z_c}{X_B^2}\right)\sin\left(\frac{\omega l}{v}\right)} = k_{bc} \qquad \text{(A.13.17)}$$

ANEXA 13.2

Rezolvarea problemelor 13.1 - 13.4

Problema 13.1. Intensitatea nominală a curentului este:

$$I_n = \frac{S_T}{\sqrt{3}U_n} = \frac{30\cdot 10^6}{\sqrt{3}\cdot 245\cdot 10^3} = 70{,}696 \text{ A}$$

Curent de mers în gol:

$$I_0 = 0{,}05\, I_n = 0{,}05 \cdot 70{,}696 = 3{,}5348 \text{ A}$$

Inductivitatea de mers în gol a transformatorului este:

$$L_2 = \frac{X_2}{\omega} = \frac{U_n}{\sqrt{3} I_0 \omega} = \frac{245 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 3{,}5348 \cdot 314} = 127{,}44 \text{ H}$$

Frecvența proprie de oscilație a transformatorului rezultă:

$$f_2 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_2 C_2}} = \frac{1}{2\pi\sqrt{127{,}44 \cdot 1000 \cdot 10^{-12}}} = 445{,}828 \text{ Hz}$$

Factorul de supratensiune, pentru neutrul izolat este:

$$k_{s1} = \sqrt{\eta_m}\,\frac{f_2}{f} = \sqrt{0{,}4}\;\frac{445{,}828}{50} = 5{,}64$$

Rezultă în final valoarea supratensiunii:

$$\hat{u}_2 = k_{s1}\,\frac{\sqrt{2} U_n}{\sqrt{3}} = 5{,}64\,\frac{\sqrt{2} \cdot 245}{\sqrt{3}} = 1128{,}235 \quad \text{kV}_{\max}$$

Problema 13.2. Impedanța caracteristică a liniei este:

$$Z_c = \sqrt{X_0 X_0^{(c)}} = \sqrt{0{,}32 \cdot 280\,000} = 299{,}33\ \Omega$$

Inductivitatea pe unitatea de lungime a liniei este:

$$L_0 = \frac{X_0}{\omega} = \frac{0{,}32}{314} = 1{,}01910^{-3} \text{ H/km}$$

Capacitatea pe unitatea de lungime a liniei este:

$$C_0 = \frac{L_0}{Z_c^2} = \frac{1{,}019 \cdot 10^{-3}}{299{,}33^2} = 1{,}137 \cdot 10^{-8} \text{ F/km}$$

Cu acestea se poate calcula viteza de propagare:

$$v = \frac{1}{\sqrt{L_0 C_0}} = \frac{1}{\sqrt{1{,}019 \cdot 10^{-3} \cdot 1{,}137 \cdot 10^{-8}}} = 293\,800 \text{ km/s}$$

Tensiunea la extremitatea liberă a liniei este:

$$\hat{U}_3 = \hat{U}_2 \frac{1}{\cos\left(\frac{\omega l}{v}\right)} = \frac{420\sqrt{2}}{\cos\left(\frac{314 \cdot 500}{293\,800}\right)\sqrt{3}} = 398 \text{ kV}$$

Prin aplicarea relației (13.53) se obține:

$$(u_1 - u_2)_{\max} = \frac{1}{\sqrt{3}}[2 \cdot 420\sqrt{2} + 1{,}594(398 - 420\sqrt{2})] = 774\ kV$$

Problema 13.3. Pentru linia necompensată factorii de supratensiune se obțin din relațiile (13.54), respectiv (13.55):

$$k_{as} = \frac{1}{\cos\frac{314 \cdot 500}{293\,800}} = 1{,}162$$

$$k_{bn} = \frac{1}{\cos\frac{314 \cdot 500}{293\,800} - 0{,}4 \sin\frac{314 \cdot 500}{293\,800}} = 1{,}522$$

În calcul s-a folosit valoarea vitezei de propagare $v = 293\,800$ km/s calculată la problema 13.2.

Problema 13.4. Linia fiind compensată, se poate face, pentru calculul lui X_B, aproximația $U_2 = U_3$.

În acest caz, din fig. 13.16 rezultă:

$$I_2 = I_3 = I_B$$

Prin compensare se realizează:

$$2I_B = 0{,}7 I_c \text{ sau } 2\frac{U_2}{X_B} = 0{,}7\frac{U_2}{X_c}$$

de unde se obține:

$$X_B = \frac{2}{0{,}7} X_c = \frac{2}{0{,}7}\,\frac{1}{C\omega} = \frac{2}{0{,}7}\,\frac{1}{C_0 l \omega} =$$

$$= \frac{2}{0{,}7}\,\frac{1}{1{,}137 \cdot 10^{-8} \cdot 500 \cdot 314} = 1600{,}56\ \Omega$$

Cu aceasta se poate calcula factorul de supratensiune k_{ac}, cu relația (13.58):

$$k_{ac} = \frac{1}{\cos\frac{314 \cdot 500}{293\,800} + \frac{299{,}33}{1600{,}56}\sin\frac{314 \cdot 500}{293\,800}} = 1{,}046$$

Reactanța sursei este:

$$X_s = 0{,}4\, Z_c = 0{,}4 \cdot 299{,}33 = 119{,}732\ \Omega$$

Din relația (13.59) se poate acum calcula factorul de supratensiune k_{bc}:

$$k_{bc} = \frac{1}{\left(1 + \frac{2 \cdot 119{,}732}{1600{,}56}\right)\cos\frac{314 \cdot 500}{293\,800} + \left(\frac{299{,}33}{1600{,}56} - 0{,}4 + \frac{119{,}732 \cdot 299{,}33}{1600{,}56^2}\right)\sin\frac{314 \cdot 500}{293\,800}} =$$

$$= \frac{1}{0{,}98934 - 0{,}10134878} = 1{,}126$$

14

Încercările aparatelor electrice

În vederea obţinerii unor produse de calitate, pe parcursul procesului de fabricaţie a unui aparat electric se efectuează verificări şi încercări privind materialele folosite, componentele şi subansamblele aparatului, iar în final se încearcă aparatul în întregime. Prin prescripţiile din standardele de stat şi din recomandările Comisiei Electrotehnice Internaţionale (CEI) sunt stabilite condiţiile tehnice şi metodele de încercare la care sunt supuse aparatele electrice de comutaţie. În aceste prescripţii şi recomandări sunt prevăzute încercări de tip, de lot şi individuale.

Specificaţia de bază a unui aparat electric de comutaţie, de care depinde evantaiul de încercări, cuprinde tensiunea nominală a reţelei în care va funcţiona aparatul. Tensiunea nominală este definită ca fiind cea mai mare tensiune care poate intervenii în funcţionarea normală a aparatului. Din acest punct de vedere există două mari categorii de aparate de comutaţie, şi anume:

- aparate de comutaţie de *joasă tensiune*, cu tensiunea nominală
$$U_n \leq 1000 \text{ V};$$
- aparate de comutaţie de *înaltă tensiune*, cu tensiunea nominală
$$U_n \geq 1000 \text{ V}.$$

În cap.8 s-au precizat tensiunile nominale şi curenţii nominali standardizaţi pentru aparatele de comutaţie de joasă şi înaltă tensiune. În cadrul acestui capitol se prezintă principalele încercări la care sunt supuse aparatele electrice de comutaţie, încercări efectuate în laboratoare specializate şi prin care se urmăreşte să se supună aparatul la solicitările limită de natură să garanteze funcţionalitatea lui într-o reţea.

În directă legătură cu valoarea tensiunii nominale se efectuează încercările privind stabilitatea dielectrică, iar corelat cu intensitatea curentului se efectuează încercările privind stabilitatea termică, electrodinamică, capacitatea de comutaţie. Se mai verifică comportamentul în timp şi fiabilitatea, caracterizate mai ales prin uzura mecanică şi uzura electrică. În tabelul 14.1 se prezintă, pentru principalele categorii de aparate de comutaţie, lista încercărilor esenţiale.

Tabelul 14.1

Lista încercărilor principale ale unor aparate de comutaţie şi protecţie

Tipul de încercare / Aparatul	Stabilitate dielectrică	Capacitate de conectare	Capacitate de deconectare	Stabilitate termică	Stabilitate electrodinamică	Uzură mecanică	Uzură electrică
Contactor	+	+	+	—	—	+	+
Întreruptor de putere	+	+	+	+	+	+	+
Separator	+	—	—	+	+	+	—
Separator de sarcină	+	+	+	+	+	+	+
Siguranţă fuzibilă	+	—	+	+	—	—	—

14.1 Stabilitatea dielectrică a izolaţiilor

Verificarea izolaţiilor aparatelor de joasă tensiune cuprinde distanţa disruptivă între elementele de contact, între poli, faţă de pământ (masă). Solicitările dielectrice sunt de străpungere între elementele care cuprind distanţe minime, sau de conturare, dupa linia de fugă la suprafaţa izolaţiei. Pentru aparatele de curent alternativ cu tensiuni cuprinse între 60 şi 1000 V, încercările se efectuează la o tensiune cuprinsă între 1000 şi 3500 V, curent alternativ (CEI 157-1,CEI 158-1), pe durată de un minut.

Mult mai complexe apar încercările de verificare a izolaţiilor la aparatele de înaltă tensiune, din cauza solicitarilor dielectrice în exploatarea aparatelor montate în reţelele electrice de transport şi distribuţie a energiei. De aceea, în cadrul acestui capitol se vor trata încercările dielectrice ale aparatelor de înaltă tensiune.

14.1.1. Categorii de supratensiuni

Pe durata funcţionării aparatelor electrice pot apărea următoarele categorii de supratensiuni: atmosferice, de comutaţie (interne), temporare.

Supratensiuni atmosferice. Mecanismul încărcării norilor cu sarcini electrice nu este pe deplin elucidat, dar procesul fizic al descărcării sub formă de trăsnet este analizat pe deplin cu ajutorul camerei fotografice Boys [14.52]. Descărcarea pilot începe de la norul încărcat negativ şi înaintează cu o viteză de

câteva sute de km/s, până când această descărcare se stinge. Urmează o predescărcare de la nor la punctul de stingere al descărcării pilot. În momentul în care predescărcarea a ajuns la extremitatea canalului format anterior de decărcarea pilot, această extremitate străluceşte puternic datorită formării unui câmp electric intens şi unei ionizări intense. Din acestă extremitate pleacă o nouă descărcare pilot pe o distanţă de 15.....80 m. Procesul este reluat de multe zeci de ori, cu pauze de 60...70 μs, până când o predescărcare atinge un punct al solului. În acest moment începe descărcarea principală de la sol la nor. Urmează apoi mai multe lovituri de trăsnet, separate prin intervale de timp de 2 ms....0;5 s. Fiecare din aceste lovituri de trăsnet este caracterizată de o predescărcare de la nor la sol şi o descărcare principală de la sol la nor. În cazul în care trăsnetul cade pe un conductor activ al unei linii electrice, în instalaţie apare o supratensiune de *descărcare directă*. Amplitudinea acestei supratensiuni se aproximează cu relaţia:

$$U_c = U_d \frac{Z_c/2}{Z_d + Z_c/2} \qquad (14.1)$$

unde: U_c reprezintă supratensiunea pe linie, faţă de pământ;
U_d - tensiunea norului faţă de pământ;
Z_c - impedanţa caracteristică a liniei;
Z_d - impedanţa caracteristică a traseului descărcării de la nor la linie.

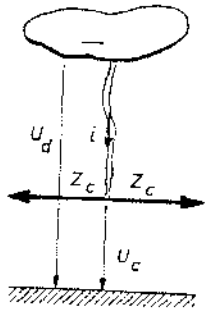


Fig. 14.1. Descărcarea directă.

Relaţia (14.1) se explică cu ajutorul fig.14.1, unde se arată că lovitura de trăsnet cade pe linie şi se propagă simetric spre stânga şi spre dreapta. De aceea impedanţa liniei se consideră $Z_c/2$. Intensitatea curentului de descărcare rezultă:

$$I_d = \frac{2U_c}{Z_c} \qquad (14.2)$$

S-au măsurat intensităţi ale curentului de descărcare între 1 şi 100 kA_{max}. Se apreciază că tensiune norului U_d este de ordinul $10^6...10^7$ V.

Supratensiunea atmosferică se propagă pe linie sub forma unei unde călătoare care, în punctele de modificare a impedanţei caracteristice, suferă o frângere. Locuri de modificare a impedanţei caracteristice sunt: trecerea de la o linie aeriană la cablu sau la o instalaţie capsulată şi terminaţia unei linii. În locul de modificare a impedanţei caracteristice se produce o frângere a undei de amplitudine U_1 în unda de amplitudine U_t, care se propagă mai departe şi unda care se reflectă, de amplitudine U_r, după relaţiile:

$$\left.\begin{aligned} &\text{- unda transmisă } U_t = U_1(1+k);\\ &\text{- unda reflectată } U_r = kU_1;\\ &\text{- factorul de reflexie } k = \frac{Z_{c2} - Z_{c1}}{Z_{c1} + Z_{c2}} \end{aligned}\right\} \qquad (14.3)$$

şi unde Z_{c2} este impedanţa caracteristică a sistemului în care unda se propagă mai

departe, iar Z_{c1} este impedanţa caracteristică a sistemului din care soseşte unda.

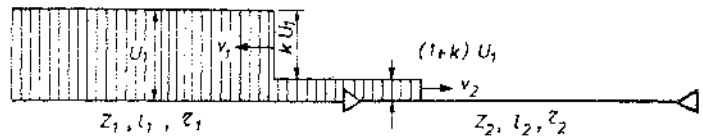


Fig. 14.2. Frângerea undei la modificarea impedanţei caracteristice.

În fig.14.2 s-a reprezentat schematic procesul de frângere a undei la trecerea de la o linie aeriană, caracterizată prin impedanţa caracteristică Z_{c1}, lungimea l_1 şi durata parcurgerii $\tau_1 = l_1/v_1 = l_1\sqrt{L_{01}C_{01}}$, la un cablu caracterizat prin parametrii Z_{c2}, l_2, τ_2. Unda care pătrunde în cablu suferă reflexii multiple, astfel că în final solicitarea izolaţiei poate ajunge până la de două ori amplitudinea undei incidente.

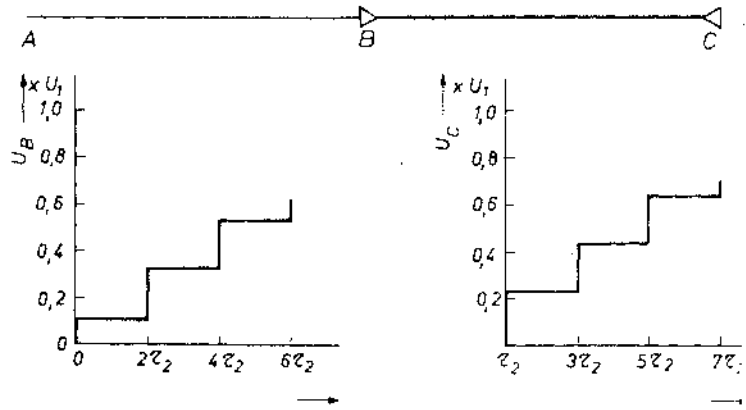


Fig. 14.3. Reflexii multiple la extremităţile unui cablu.

O situaţie similară apare şi în cazul trecerii de la o linie aeriană la o instalaţie capsulată izolată cu SF_6. În fig.14.3 sunt reprezentate diagramele nivelelor de tensiune care se obţin la extremităţiile unui cablu, iar în fig.14.4 ale unei instalaţii capsulate izolată cu SF_6. În evaluarea acestor niveluri de tensiune s-a ţinut seama de factorii de reflexie ai instalaţiilor ca în tabelul 14.2. De asemenea, s-a făcut ipoteza că $l_1 \gg l_2$, astfel că pe linia aeriană nu sosesc unde reflectate. Calculul s-a limitat numai la durata de $7\tau_2$ şi se constată că, în cazul instalaţiei capsulate izolate cu SF_6 după timpul $4\tau_2$, se depăşeşte amplitudinea U_1 a undei incidente. Ca urmare, la intrarea în cablu sau în instalaţia capsulată cu SF_6, este necesar să se prevadă descărcătoare electrice, în scopul limitării supratensiunilor rezultate din frângerea undei incidente şi din reflexii multiple, în acord cu principiile de coordonare a izolaţiei.

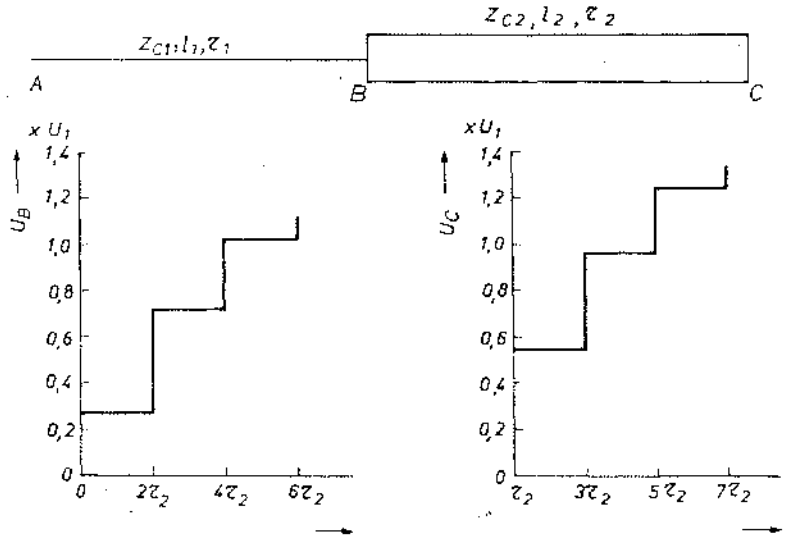


Fig. 14.4. Reflexii multiple la extremităţile unei instalaţii capsulate.

Tabelul 14.2

Reflexii multiple la un cablu şi o instalaţie capsulată
$Z_{cl} = 400\ \Omega$

	Impedanţa caracteristică Z_{c2}	k_B $A \to B$	k_C $C \to \infty$	k_B $B \to A$
Cablu	25 Ω	—0,8823	1	+0,8823
Instalaţie SF_6	65 Ω	—0,7204	1	+0,7204

Mecanismul de producere a unei *descărcări inverse* este schiţat în fig.14.5, unde se arată că, la producerea unei descărcări într-un stâlp metalic a cărui rezistenţă de legare la pământ este R_p şi a cărui inductivitate este L, tensiunea la care este supus un lanţ de izolatoare, pentru situaţia cea mai defavorabilă, este:

$$u = R_p i + L\frac{di}{dt} + \hat{U}_s \qquad (14.4)$$

unde $\hat{U}_s$ este valoarea de vârf a tensiunii sursei faţă de pământ. Tensiunea u depinde în mare măsură de panta curentului, de rezistenţa R_p, de inductivitatea L a stâlpului şi de faza tensiunii de serviciu. Valori numerice aproximative sunt:

$R_p \approx 10\ \Omega$; $L = 20...30\ \mu H$; $di/dt = (1...5)\ kA/\mu s$; $\hat{u}_s = \sqrt{2}U_n/\sqrt{3}$ [14.40].

Statistic, se constată că supratensiunile de origine atmosferică sunt unipolare, cu durata frontului de cca 1,2 μs şi durata semiamplitudinii de 50 μs.

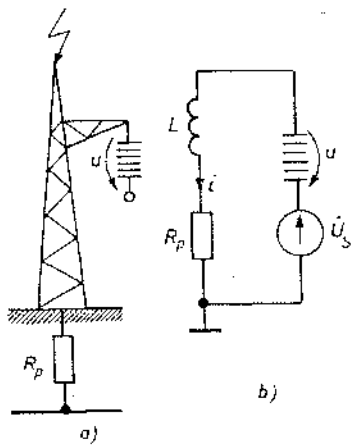


Fig. 14.5. Descărcarea inversă:
a) schiţa stâlpului;
b) schema echivalentă.

Forma curentului este caracterizată printr-o durată a frontului de cca 8 μs şi o durată a semiamplitudinii de ordinul 20 μs.

Supratensiuni de comutaţie. Acestea apar la deconectarea sarcinilor mici inductive, la deconectarea liniilor lungi în gol, la închiderea întreruptoarelor care nu sunt echipate cu rezistenţe de amortizare, pe liniile electrice în gol cu ocazia manevrei de RAR. În laborator aceste supratensiuni sunt modelate cu unde de impuls lungi, de tipul 250/2500μs.

Supratensiuni temporare. Acestea apar la frecvenţa de serviciu sau frecvenţe uşor superioare, în următoarele circumstanţe:

a) pierderea bruscă a sarcinii unui bloc generator - transformator; creşterea este de aproximativ 0,15 U_n;

b) deconectarea unei reţele cu o creştere de aproximativ 0,1U_n;

c) defect de punere la pământ a unei faze. În acest caz semnificativ este *coeficientul de punere la pământ* k_p, definit ca raportul între tensiunea fazei faţă de pământ după şi înainte de apariţia defectului, şi anume:

k_p = 1,73 la reţelele cu neutrul izolat;
k_p = 1,2...1,4 la reţelele cu neutrul conectat la pământ;

d) efectul Ferranti;

e) fenomenul de rezonanţă, ocazionat de conectarea unei linii lungi la extermitatea căreia se află un transformator fără sarcină;

f) fenomenul de ferorezonanţă.

Durata supratensiunilor temporare fiind mare, descărcătoarele nu pot fi utilizate în scopul limitării lor. În laborator aceste supratensiuni se modelează prin aplicarea unei tensiuni sporite, la frecvenţa industrială, pe durata de un minut.

14.1.2. Coordonarea izolaţiei

Limitarea supratensiunilor care pot apărea într-o instalaţie electrică este posibilă prin practicarea de măsuri tehnice privind reducerea funcţională a supratensiunilor şi prin măsuri privind *coordonarea izolaţiei*.

Măsurile tehnice ce pot fi luate, în special în instalaţiile cu tensiuni foarte mari, sunt: compensarea liniilor prin metoda transversală (bobine) sau longitudinală (condensatoare); echiparea întreruptoarelor cu rezistenţe serie pentru conectarea

liniilor electrice; testarea polarităţii fazei la închiderea întreruptorului; echiparea liniilor electrice aeriene cu fire de gardă şi a staţiilor cu paratrasnete Franklin.

Coordonarea izolaţiei cuprinde un ansamblu de măsuri privind dimensionarea izolaţiei echipamentului electric pentru a realiza în mod economic o protecţie împotriva supratensiunilor şi în scopul asigurării continuităţii în serviciu a unei instalaţii electrice.

Principalele măsuri care se preconizează în cadrul coordonării izolaţiei sunt [14.11].

a) *Introducerea descărcătoarelor electrice*. Acestea sunt aparate cu un nivel de izolaţie inferior echipamentului din instalaţie. Descărcătoarele electrice au fost concepute iniţial pentru a face faţă supratensiunilor de origine atmosferică, ca şi fenomenelor conexe privind propagarea şi reflexia simplă sau multiplă a undelor de supratensiune, în puncte în care linia îşi modifică impedanţa caracteristică (cablu-linie aeriană, sfârşit de linie). În stadiul actual al construcţiei de descărcătoare, acestea au capacitate termică suficientă pentru a face faţă şi supratensiunilor de comutaţie.

b) *Stabilirea unor niveluri de tensiuni de încercare*, la care se testează echipamentul înainte de a fi montat în instalaţie, de forma 1,2/50 μs; 250/2500 μs şi la frecvenţa industrială de 50 Hz sau 60 Hz (vezi 14.1.5.).

În fig.14.6 se prezintă schema de coordonare a izolaţiei pentru instalaţii cu tensiunea nominală U_n < 300 kV, în lumina recomandărilor CEI 71. Nivelul *1* este stabilit la valoarea de vârf a tensiunii unei faze faţa de pământ:

$$\hat{U}_{fp} = \frac{\sqrt{2}U_n}{\sqrt{3}} \qquad (14.5)$$

La apariţia unei puneri la pământ tensiunea fazei creşte la $k_p \hat{U}_{fp}$. Echipamentul se încearcă la frecvenţa industrială pe o durată de 1 min. ($\hat{U}_{\sim}$) şi la tensiunea de impuls 1,2/50 μs. Deoarece un descărcător se montează între o fază şi pământ, nivelul tensiunii nominale a descărcătorului ($\hat{U}_{nd}$) se află deasupra nivelului coeficientului de punere la pământ k_p. Nivelul de protecţie al descărcătorului u_{pd} se află sub nivelele $\hat{U}_{\sim}$ şi de impuls. Până la tensiunea nominală de 300 kV, solicitarea datorită supratensiunilor de comutaţie nu apare critică şi de aceea se consideră că încercarea la nivelul tensiunii industriale $\hat{U}_{\sim}$ este acoperitoare.

În fig.14.7 se prezintă schema de coordonare a izolaţiei, după recomandările CEI 71, pentru echipamentul electric cu tensiuni nominale U_n > 300 kV. Acest echipament nu se mai încearcă la tensiune de frecvenţă industrială, ci cu unda de impuls lungă 250/2500 μs, pentru verificare la supratensiunile de comutaţie şi cu unda de impuls 1,2/50 μs pentru verificare la supratensiuni atmosferice. Intervalele (a) şi (b) rămân marje de siguranţă pentru unda 250/2500 μs, respectiv unda de 1,2/50 μs.

Notă. Se observă că prin măsurile de coordonare a izolaţiei se stabilesc două niveluri de izolaţie şi anume:

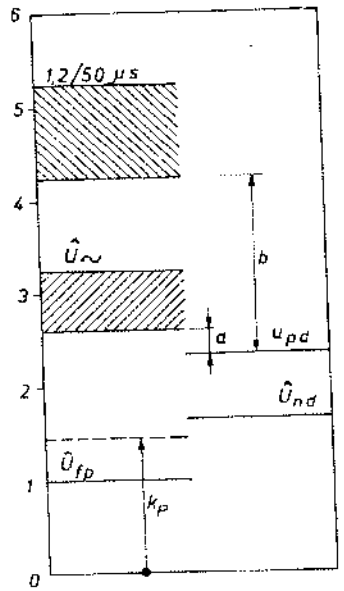


Fig. 14.6. Coordonarea izolaţiei pentru U_n < 300 kV.

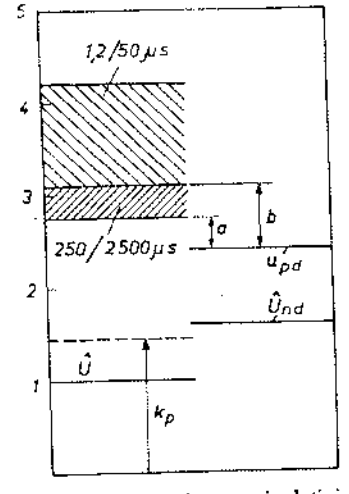


Fig. 14.7. Coordonarea izolaţiei pentru U_n > 300 kV.

Nivelul tensiunii de ţinere, constituit dintr-o pereche de valori din care o valoare de 50 Hz şi una la unda de impuls 1,2/50 μs, pentru tensiuni U_n < 300 kV sau o valoare la unda de 1,2/50 μs şi una la unda de 250/2500 μs, pentru tensiuni U_n < 300 kV. La nivelul de ţinere echipamentul încercat trebuie să reziste, în sensul că nu suferă nici conturnare şi nici străpungere.

Nivelul de protecţie este constituit de tensiunea de amorsare a descărcătorului sau tensiunea reziduală, dacă aceasta întrece ca valoare tensiunea de amorsare. În pricipiu, într-o instalaţie echipată cu descărcătoare corect amplasate, nu apar tensiuni superioare nivelului de protecţie.

14.1.3. Descărcătoare electrice

Rolul funcţional al descărcătorului electric este de a limita suprtensiunile de origine atmosferică şi cele de comutaţie, în acord cu principiile coordonării izolaţiei menţionate la §14.1.2. Din punct de vedere constructiv, după cum se vede în fig.14.8, un descărcător este alcătuit din:

* coloana de eclatoare *1*. Numărul acestora depinde de tensiunea nominală a reţelei. Pentru reţelele de joasă tensiune descărcătorul are un singur eclator;

* rezistenţele nelineare *2*, care asigură repartizarea tensiunii în mod

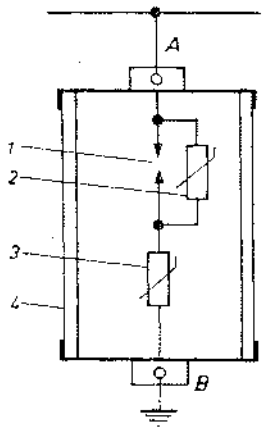


Fig. 14.8. Schiță a unui descărcător:
1 - coloană cu eclatoare; *2* - rezistență neliniară cu rol de divizor detensiune; *3* - rezistență nelineară principală; *A, B* - bornele aparatului.

uniform pe spațiile disruptive;

* rezistența nelineară principală *3*, formată din înserierea mai multor discuri realizate din carbură de siliciu sau oxid metalic (ZnO 90%, Bi_2O_3, CoO);

* anvelopă din porțelan *4*, care adăpostește reperele *1, 2, 3*.

Reperele *1, 2, 3* se află în atmosferă de azot; anvelopa este închisă ermetic având în vedere că rezistențele nelineare sunt higroscopice și că amorsarea eclatoarelor depinde de umiditatea conținută în atmosferă. Se poate folosii și pentaoxidul de fosfor pulbere pentru eliminarea umidității reziduale.

Funcționarea descărcătorului se inițiază prin amorsarea eclatorului la apariția unei supratensiuni. Relația de dependență între curentul i și tensiunea u aplicată rezistenței nelineare este de forma:

$$u = c \cdot i^{\alpha} \qquad (14.6)$$

unde $c \approx (650...700)$ V/A$^{\alpha}$ și $\alpha = 0{,}16...0{,}3$, la rezistențele din carbură de siliciu (SiC). La rezistențele din oxizi metalici, $\alpha = 20...50$, adică rezistența este extrem de neliniară [14.4]. Unele firme constructoare realizează, după cum se va vedea, descărcătoare până la cele mai mari tensiuni nominale numai cu rezistențe nelineare din oxizi metalici și deci fără eclatoare. După scurgerea sarcinilor electrice, curentul diminuează, rezistența nelineară crește foarte mult și eclatoarele se sting.

14.1.3.1. Locul descărcătorului într-o rețea electrică. În fig.14.9 *a-d*, sunt date câteva exemple privind acest loc, după cum urmează:

a) Între neutrul unui transformator și pământ. O undă de supratensiune care ar pătrunde în transformator se poate reflecta în locul de modificare a impedanței, adică în punctul neutru.

b) Între linia aeriană și pământ, în posturile de transformare rurale, pentru a limita supratensiunile atmosferice și a proteja transformatorul.

c) La intrarea unei linii aeriene într-o stație de conexiuni sau de transformare.

d) La conexiunea prin cablu a unui motor electric.

În fig.11.2, reperul *11* arată poziția descărcătorului la un sistem de bare capsulate care fac conexiunea între generatorul sincron și transformatorul de putere. În fig.10.54 și 10.55 sunt prezentate posibilitățile de protecție împotriva supratensiunilor în cazul folosirii contactoarelor în vid.

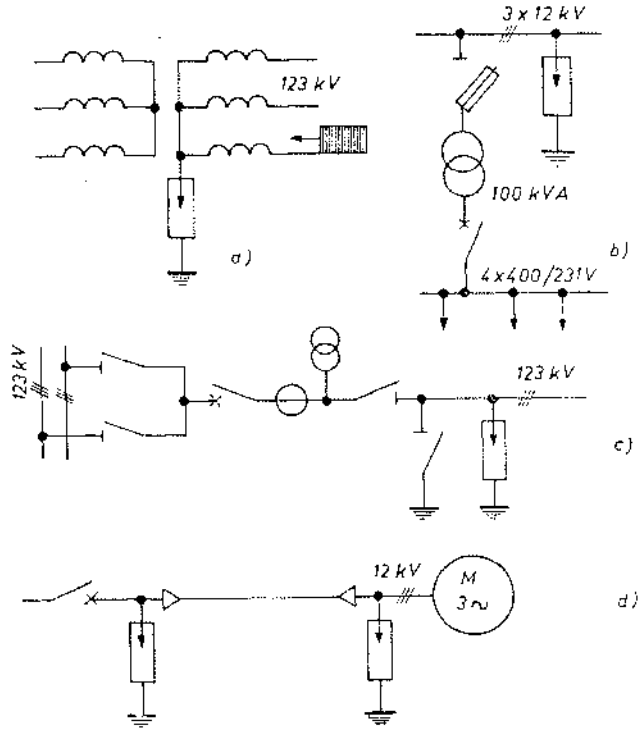


Fig. 14.9. Relativ la locul descărcătoarelor în instalațiile electrice.

14.1.3.2. Soluții constructive. Acestea depind de mărimea și felul tensiunii nominale a instalației.

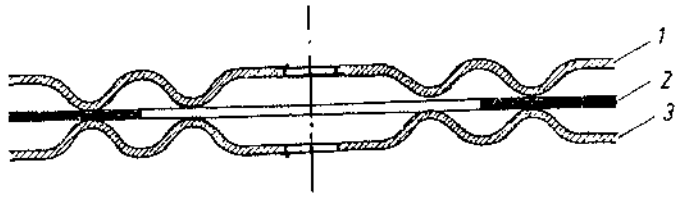


Fig. 14.10. Eclatorul unui descărcător de joasă tensiune:
1, 3 - electrozi de Am; *2* - șaibă izolantă din mică.

* *Pentru tensiuni joase* ($U_n < 1\,000$ V) descărcătorul are un singur eclator, ca în fig.14.10.

* *Pentru tensiuni medii* [14.46] eclatorul este înglobat în rezistenţa neliniară, care, întocmai unui divizor de tensiune, asigură o egală repartizare a tensiunii pe intervalele disruptive (fig.14.11). La tensiunea nominală, în absenţa unei supratensiuni, din geometria construcţiei şi neuniforma intesitate a câmpului electric se realizează o stare de preionizare în zone imediat apropiate intervalelor disruptive.

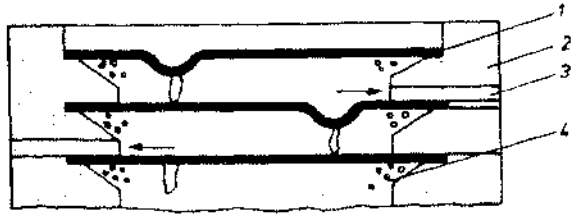
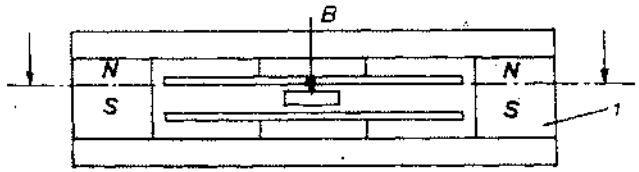


Fig. 14.11. Eclator cu rezistenţe de uniformizare pentru descărcător de medie tensiune:
1 - electrod; *2* - rezistenţă neliniară; *3* - canal de expandare; *4* - spaţiu preionizat.



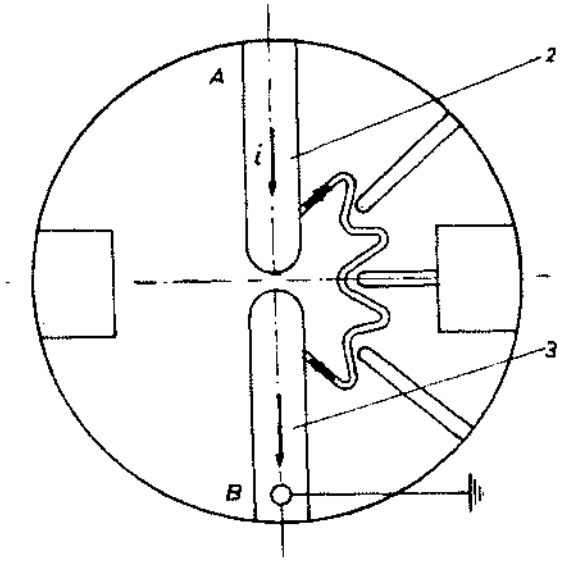


Fig. 14.12. Eclatorul descărcătorului de curent continuu:
1 - magnet permanent; *2, 3* - electrozii eclatorului.

* *Pentru tensiuni continue* relativ joase (U_n = 1 000...3 000 V) eclatorul este prevăzut cu un sistem de suflaj magnetic care introduce arcul electric într-o cameră de stingere cu pereţi reci şi fantă progresiv îngustată în vederea stingerii, ca în fig.14.12.

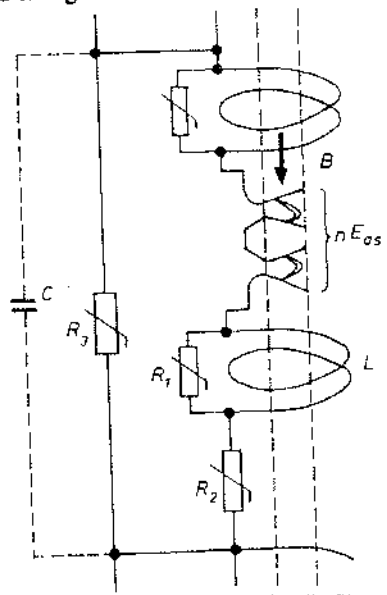


Fig. 14.13. Un modul de descărcător cu suflaj magnetic.

* *Pentru tensiuni înalte şi foarte înalte* descărcătorul este construit din module conectate în serie. În fig.14.13 este prezentată schema electrică a unui modul de cca 8...10 kV al unui descărcător electric cu suflaj magnetic. Un asmenea modul cuprinde mai multe eclatoare de amorsare şi stingere E_{as}, conectate în serie cu un subansamblu format din bobina de suflaj L şi rezistenţa neliniară R_1 şi cu rezistenţa neliniară principală R_2. Fiecare modul este şuntat de rezistenţa neliniară R_3, care asigură repartizarea uniformă a tensiunii pe module.

La tensiuni nominale $U_n \geq 245$ kV fiecare modul este prevăzut şi cu condesator de capacitate $C \approx 50...100$ pF, pentru a asigura o repartiţie încă mai uniformă pe module. În principiu, prin construcţie este necesar să se asigure repartizarea uniformă a tensiunii pe eclatoarele unui modul şi scoaterea de sub influenţa diferitelor cuplaje capacitive a coloanei eclatoarelor. Aceasta se realizează prin introducerea eclatoarelor în interiorul unui tub, care reprezintă rezistenţele *2* din fig.14.8 şi reperul *2* din fig.14.11.

Funcţionarea descărcătorului se urmăreşte pe diagramele din fig.14.14,*a* şi schema electrică din fig.14.13. Ca referinţă s-a luat diagrama tensiunii u_i. În absenţa unei supratensiuni, prin rezistenţa R_3 trece un curent de ordinul miliamperilor. În momentul t_1 apare o supratensiune, iar în momentul t_2 amorsează eclatoarele E_{as} la tensiunea de amorsare u_a. Curentul de descărcare i_d trece prin rezistenţa R_1 de şuntare a bobinei B. Prin aceasta nu trece un curent important, deoarece impedanţa ei este practic infinită pentru armonicele de frecvenţă înaltă ale curentului de descărcare i_d. Acest curent parcurge şi rezistenţa neliniară principală R_2. Tensiunea cea mai mare, după amorsare, la bornele descărcătorului este *tensiunea reziduală* u_r. După conducerea la pământ a sarcinilor electrice ale descărcării, eclatoarele îşi conservă ionizarea, iar prin descărcător va trece, începând cu momentul t_3, curentul de însoţire i_i. Acesta este limitat la câteva sute de amperi de catre rezistenţele R_2. Curentul de însoţire fiind de frecvenţă relativ

redusă (50 sau 60 Hz), va trece prin bobinele de suflaj magnetic *L*. Acestea determină inducţia magnetică **B** în zona eclatoarelor şi astfel se dezvoltă forţe Lorentz, care împing arcul electric în camerele de stingere cu fantă şi pereţi reci. Datorită răcirii intense a arcului electric, tensiunea lui de ardere creşte şi în cele din urmă arcul electric se stinge (momentul t_4). După cum se vede în fig.14.14,*b*, curentul de însoţire este determinat de tensiunea sursei şi de impedanţa buclei de scurtcircuit, în care intră şi rezistenţa arcului electric în eclatoare şi rezistenţa pricipală R_2.

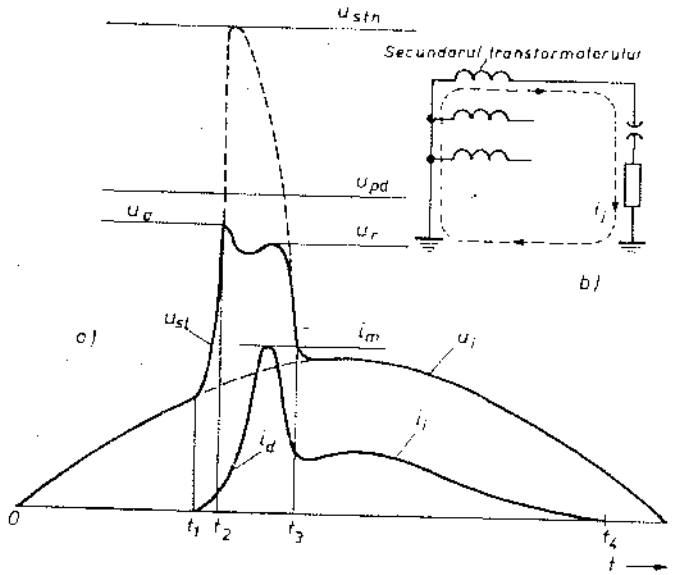


Fig. 14.14. Funcţionarea unui descărcător:
a) diagrame de mărimi electrice; *b)* formarea curentului de însoţire i_i.

În absenţa descărcătorului supratensiunea ajunge, după linia punctată, la valoarea u_{sm}. Tensiunea de protecţie a descărcătorului u_{pd} este practic tensiunea de amorsare sau cea reziduală.

Rezistenţa neliniară. Aceasta se prezintă sub formă de discuri cu diametrul de 75...100 mm şi grosime 15...20 mm. Caracteristic pentru un asemenea disc este dependenţa neliniară între tensiune şi curent, după relaţia (14.6).

În fig.14.15 este dată *caracteristica volt-amper* a unui disc din carborund (material cu caracteristică neliniară), obţinută la aplicarea unui impuls de curent. Tensiunea cea mai mare obţinută se numeşte *tensiune reziduală* u_r la valoarea maximă a curentului, care în fig.14.15 este de 10 kA.

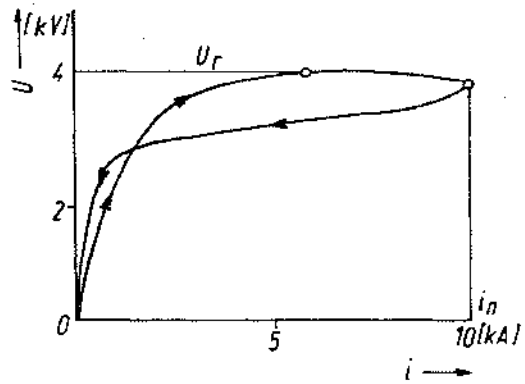


Fig. 14.15. Caracteristica neliniară a unui disc de SiC, din componenţa rezistenţei R_2 din fig. 14.13.

Carbura de siliciu (SiC) este obţinută la temperatura arcului electric din reacţia cărbunelui (C) cu nisipul de cuarţ (SiO_2). Materialul rezultat este spălat de fier cu ajutorul acizilor, măcinat, deferizat din nou cu ajutorul separatorului magnetic şi sortat după granulaţie. În această stare materialul primeşte un liant (de exemplu: sticlă lichidă), este aglomerat sub formă de discuri cu ajutorul presei hidraulice şi apoi calcinat la aproximativ 600°C. Pentru a stabiliza nelinearitatea discurilor, se aplică câteva şocuri (impuls 10/20 μs) de amplitudine egală cu intensitatea nominală, de exemplu 10 kA.

Performanţele unui descărcător sunt determinate în mare măsură de nelinearitatea rezistenţelor şi precizia amorsării şi stingerii eclatoarelor. Cu cât rezistenţele sunt mai nelineare conducerea sarcinilor electrice la pământ, sub forma curentului de impuls, este mai rapidă, iar în etapa finală a vehiculării sarcinilor electrice, când intensitatea curentului este redusă, rezistenţa ia valori mari, ceea ce favorizează stingerea arcului electric. Precizia la amorsarea şi stingerea eclatoarelor se obţine printr-un control riguros al tensiunii ce revine fiecărui eclator. Din punct de vedere practic, acest control se realizează cu ajutorul divizoarelor capacitive, rezistive sau mixte.

Specificaţiile principale ale unui descărcător sunt:

a) *Tensiunea nominală*, care se alege în funcţie de tensiunea de serviciu a liniei şi de coeficientul de punere la pământ. Tensiunea nominală a descărcătorului trebuie să fie uşor superioară tensiunii fazelor sănătoase în situaţia punerii la pământ a unei faze.

b) *Tensiunea de amorsare la unda 1,2/50 μs*. Această tensiune poate fi definită prin relaţia:

$$u_a = \sum_{i=1}^{n} u_{ai} \approx n u_{a1} \qquad (14.7)$$

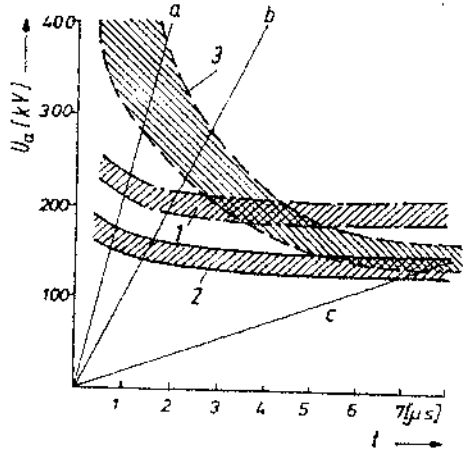


Fig. 14.16. Caracteristica volt-secundă pe frontul undei:
1 - transformator; *2* - descărcător; *3* - eclator.

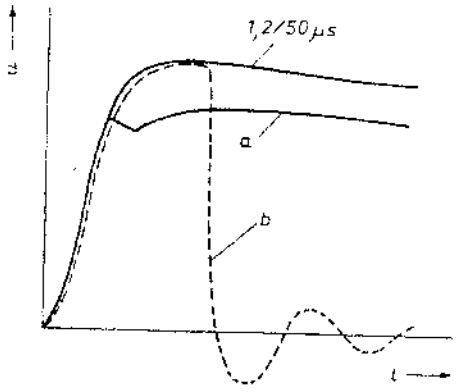


Fig. 14.17. Diagrame comparative:
a) tensiunea limitată de descărcător;
b) tensiunea tăiată de eclator.

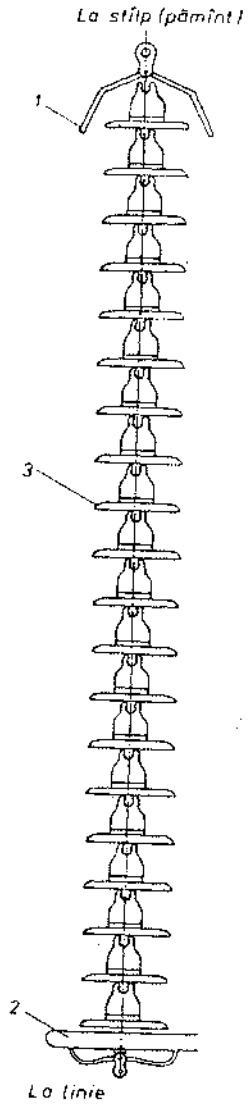


Fig. 14.18. Lanț de izolatoare:
1, 2 - armături; *3* - izolator.

unde n este numărul eclatoarelor conectate în serie, iar u_{a1} este tensiunea de amorsare a unui eclator.

c) *Tensiunea reziduală*, care este definită prin relația:

$$u_r = \sum_{i=1}^{m} u_{ri} \qquad (14.8)$$

unde u_{ri} reprezintă tensiunea reziduală individuală a unui disc, iar m este numărul discurilor care formează rezistențele de tip R_2 ale descărcătorului (fig.14.13).

d) *Tensiunea de amorsare pe frontul undei 1,2/50 μs.* Tensiunea de amorsare la unda de 1,2/50 μs, aceea de amorsare pe frontul undei 1,2/50 μs, divizată cu 1,15 și tensiunea reziduală au valori apropiate și constituie *nivelul de protecție.* Raportul între nivelul de ținere la unda 1,2/50 μs și nivelul de protecție trebuie să fie minimum 1,2. Pentru supratensiunile de comutație (unda 250/2500 μs) acest raport este de minimum 1,15.

e) *Curentul nominal* este curentul maxim de impuls 10/20 μs, care se poate repeta fără a deteriora descărcătorul. Valori nominalizate sunt de 5 kA și 10 kA. La aceasta se asociază curentul singular pe care îl poate suporta un descărcător, spre exemplu 100 kA.

f) *Curentul de însoțire* poate ajunge la 1 000 A_{max}, iar durata lui se poate prelungii până la câteva ms. La descărcătoarele moderne tensiunea maximă obținută la trecerea curentului de însoțire nu depășește de 2, 3 ori din tensiunea nominală a decărcătorului.

Notă. Diferența funcțională între un descărcător și un eclator apare din examinarea carcteristicii volt-secundă în varianta amorsării pe frontul undei de impuls de tensiune. În fig.14.16 s-au trasat amplitudinile tensiunii de impuls pentru pante diferite ale frontului undei, sub forma unor zone - pentru a ține seama de caracterul statistic al descărcării - în cazurile următoare:

- un transformator, curba *1*, reprezentând nivelul de ținere;
- un descărcător cu rezistența variabilă, curba *2*, reprezentând nivelul de protecție;
- un eclator, curba *3*, reprezentând nivelul de protecție sub forma cea mai ordinară.

Se constată astfel că descărcătorul cu rezistența variabilă *2* protejează transformatorul *1* pentru orice pante ale tensiunii de impuls, ca de exemplu:

200 kV/μs, dreapta *a*;
100 kV/μs, dreapta *b*;
18,75 kV/μs, dreapta *c*,

în timp ce eclatorul nu oferă protecție decât pentru unde cu pante reduse (18,75 kV/μs, dreapta *c*). Rezultă de aici ineficacitatea protecției cu ajutorul eclatoarelor, care, deși sunt aparate simple, au neajunsurile de a provoca scurtcircuite la pământ, deoarece nu sunt capabile să stingă arcul electric al curentului de însoțire la frecvența industrială, de a produce o undă de impuls tăiată și de a amorsa cu întârziere relativ mare.

În fig.14.17 se arată cum descărcătorul cu rezistență variabilă limitează amplitudinea tensiunii (curba *a*), iar eclatorul taie unda (curba *b*) și prin acesta creează

solicitări extreme (gradient de potențial) în înfășurările transformatoarelor existente în rețeaua electrică.

Eclatorul a rămas sub forma unor electrozi plasați la extremitățile unui lanț de izolare, ca în fig.14.18, cu rolul funcțional de a uniformiza gradientul de potențial în lungul lanțului de izolatoare, de a evita descărcările parțiale și de a feri lanțul de izolatoare de acțiunea arcului electric.

14.1.3.3. Descărcătorul cu rezistență nelineară din oxizi metalici. Progresul tehnologic privind realizarea rezistențelor nelineare din oxizi metalici pe baza de ZnO, Bi_2O_3, CoO permit realizarea unui descărcător fără eclator. Dificultatea depășită a fost de a menține curentul de regim permanent prin rezistența nelineară la valori acceptabile, de câțiva mA. La creșterea tensiunii (supratensiune atmosferică sau de comutație) din cauza nelinearității accentuade a rezistenței, acesta trece în stare de conducție și astfel se limitează tensiunea la borne.

Modul de funcționare al decărcătorului impune stabilirea următoarelor definiții [14.3]:

* *Tensiunea maximă de funcționare în regim permanent* U_c este cea mai mare tensiune pe care descărcătorul o poate accepta în regim permanent fără a suferi degradări funcționale.

* *Rezistența la supratensiune temporară* U_s la frecvența industrială, definită prin:

$$T = \frac{U_s}{U_c} > 1 \tag{14.9}$$

* *Capacitatea de absorbție de energie*, definită prin relația:

$$E_s = \frac{W\ [kJ]}{U_c[kV]} \tag{14.10}$$

unde W este energia totală, transformată în căldură de către rezistența nelineară a descărcătorului.

* *Tensiunea reziduală (de rest)* este tensiunea care apare la bornele descărcătorului la trecerea unui curent de impuls 8/20 μs și amplitudinea 10 kA și reprezintă și nivelul de protecție.

În fig.14.19 sunt prezentate diagrame pentru rezistența la supratensiune temporară $T = f(t)$, la temperatura mediului ambiant $\theta_{ma} = 45°C$ și următoarele condiționări:

curba *a* - fără sarcină prealabilă;
curba *b* - cu sarcină prealabilă $E_s = 4$ kJ/kV;
curba *c* - cu sarcină prealabilă $E_s = 8$ kJ/kV.

În toate situațiile, limita de încărcare a rezistenței nelineare este dată de deteriorarea sa. Date normale pentru un descărcător cu rezistență din oxizi metalici sunt:

* curent singular 100 kA, valoare de vârf;
* curent nominal 10 kA, valoare de vârf;
* capacitatea de absorție a energiei 8 kJ/kV.

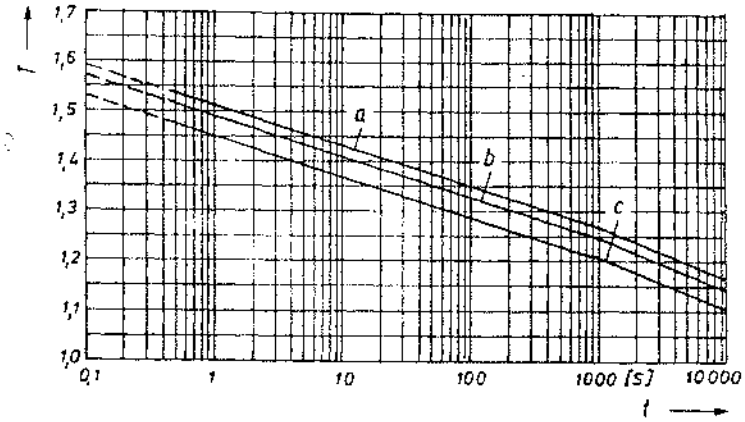


Fig. 14.19. Rezistența T la o supratensiune temporară și temperatura mediului ambiant $\theta_{ma} = 45°C$ [14.3].

14.1.4. Solicitarea izolației

14.1.4.1. Principii de dimensionare. Un echipament electric (întreruptor, separator, transformator) are o structură materială neomogenă. Chiar izolațiile în construcția aceluiași aparat nu sunt de aceeași structură și din aceeași clasă. Astfel, în fig.14.20 se prezintă schița de construcție a unui pol de întreruptor cu ulei puțin, în care apar două tipuri de izolații și corespunzător, distanțe disruptive sau de conturare:

a) *izolația internă*: distanța disruptivă d_1 în ulei, distanța de conturare d_2 pe peretele tubului izolant, în ulei;

b) *izolația externă*: distanțele de conturare d_3, d_4 pe peretele tubului izolant, distanța de conturare d_5 disruptivă între întreruptor și obiectele învecinate (pământ, alt pol), d_6 distanța de străpungere față de pământ.

Izolația internă a unui întreruptor se asigură astefel încât valoarea tensiunii oscilante de restabilire să fie mai mică decât tensiunea de calcul:

$$u_{c1} = \frac{k_s \gamma 1{,}5\sqrt{2}U_n}{\sqrt{3}} \tag{14.11}$$

unde $k_s = 1{,}5$ reprezintă un coeficient de siguranță, iar restul expresiei reprezintă valoarea de vârf a tensiunii oscilante de restabilire pentru polul care întrerupe primul.

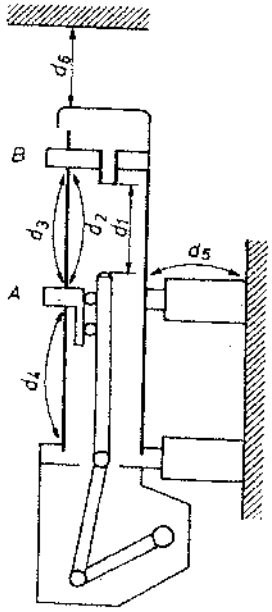


Fig. 14.20. Izolaţii la un întreruptor cu ulei puţin.

În cazul unui pol cu n camere de stingere, expresia (14.11) devine:

$$u_{cn} = \frac{k_n k_s \gamma 1{,}5\sqrt{2}U_n}{\sqrt{3}} \qquad (14.12)$$

unde $k_n \approx 1{,}2$ reprezintă factorul de neuniformitate al repartizării tensiunii oscilante de restabilire pe cele n camere de stingere. În afară de tensiunile de calcul u_{c1} respectiv u_{cn}, se stabileşte o tensiune de calcul:

$$u_{c2} = k_s(\hat{U}_{fp} + u_r) \qquad (14.13)$$

unde $\hat{U}_{fp}$ este valoarea de vârf a tensiunii pe care o poate lua borna unui pol faţă de pământ şi u_r este tensiunea reziduală a descărcătorului conectat la borna a doua a aceluiaşi pol, cu reprezentarea schematică din fig.14.21. Relaţia (14.13) arată că distanţa disruptivă d_1 şi aceea de coturare d_2 se aleg astfel încât să nu se producă străpungere sau conturare, în cazul în care pe linia izolată faţă de instalaţie apare o supratensiune atmosferică.

Asigurarea izolaţiei între bornele unui pol joacă un rol important în stabilitatea întreruptorului, în cazul în care izolaţia este asigurată în ulei şi cu ajutorul materialelor organice stratificate. În cazul conturării sau calcinării superficiale, o asemenea izolaţie nu se mai reface şi se ajunge la un defect net. Mai puţin grave (în cadrul condiţiilor de laborator) sunt străpungerile în aer şi conturările izolatoarelor ceramice. Izolaţia acestora este de tipul *autoregeneratoare*. În cazul întreruptoarelor, refacerea izolaţiei este influenţată de condiţiile locale ale stingerii arcului.

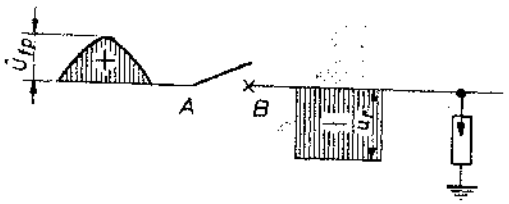


Fig. 14.21. Solicitarea izolaţiei la un întreruptor deschis.

În principiu izolaţia internă a unui întreruptor trebuie să satisfacă relaţiile (14.12;14.12;14.13), iar izolaţia externă trebuie să satisfacă relaţiile generale de coordonare a izolaţiei, cum sunt recomandările CEI 71.

14.1.4.2. Riscul de clacare a izolaţiei. Cheltuielile ocazionate de realizarea izolaţiilor în instalaţiile de tensiuni foarte înalte, între 420 kV şi 765 kV, sunt deosebit de importante şi de aceea, în ultimul timp, determinarea tensiunilor de ţinere constituie obiectul unor studii de probabilitate. Aceste studii se refera la izolaţiile *autoregeneratoare*, adică la acele izolaţii la care rigiditatea dielectrică se reface după dispariţia arcului electric de conturnare. Probabilitatea de străpungere $P(U)$, respectiv de ţinere a unei astfel de izolaţii este indicată în fig.14.22,*a*, pentru o formă de undă de impuls dată. Valoarea $\bar{U}$ reprezintă valoarea pentru care se produc 50 % amorsări ale arcului electric peste izolaţie. Acestă valoare caracterizează insuficient curba $P(U)$ şi de aceea este necesar ca un al doilea parametru să definească curba $P(U)$. În acest scop se admite că curba $P(U)$ reprezintă o curbă de probabilitate cumulată. Experienţele arată că se poate admite că $P(U)$ este curba normală de probabilitate cumulată, adică:

$$P(U) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{U} \exp\left[-\frac{(U-\bar{U})^2}{2\sigma^2}\right] dU \qquad (14.14)$$

În acest caz, cel de-al doilea parametru care defineşte curba $P(U)$ în afară de $\bar{U}$ este abaterea normală σ.

Determinarea parametrilor $\bar{U}$ şi σ se face în mod experimental prin metode adecvate [14.18]. Tensiunea de ţinere U_d poate fi definită probabilistic prin relaţia:

$$U_d = \bar{U} - \alpha\sigma \qquad (14.15)$$

unde α ia valori de ordinul 2;2,5;3, astfel ca probabilitatea de străpungere să fie redusă la 2,5; 0,62; 0,17%. În cadrul CEI propunerile pentru valorile lui σ sunt 0,05 şi 0,03 din $\bar{U}$ pentru tensiunile nominale de 420 kV respectiv 765 kV.

Pentru a calcula riscul conturnării izolaţiei este necesar să se cunoască densitate de probabilitate $p(U)$ de apariţie a solicitării dielectrice, reprezentată în fig.14.22,*b*, unde se marchează tensiunea U_0 maximă virtuală pentru o probabilitate de referinţă acceptată. Prin suprapunerea curbelor $P(U)$ şi $p(U)$ ca în fig.14.22,*c* se calculează curba $\pi(U) = P(U) \cdot p(U)$. Aria sub curba $\pi(U)$ este o probabilitate de clacaj a izolaţiei, denumită *risc*, şi are expresia:

$$R = \int_{-\infty}^{+\infty} \pi(U)dU \qquad (14.16)$$

Riscul de clacaj depinde de factorul de siguranţă, definit prin:

$$Y = \frac{U_d}{U_0} \qquad (14.17)$$

În fig.14.22, $Y=1$, dar se poate observa că pentru $Y=1{,}2$; 1,3; 1,4 riscul de clacaj scade sensibil. Pentru tensiunile de 420 kV şi 765 kV lucrările CEI stabilesc un risc de clacaj de ordinul $4.10^{-2}...7.10^{-4}$ [14.18].

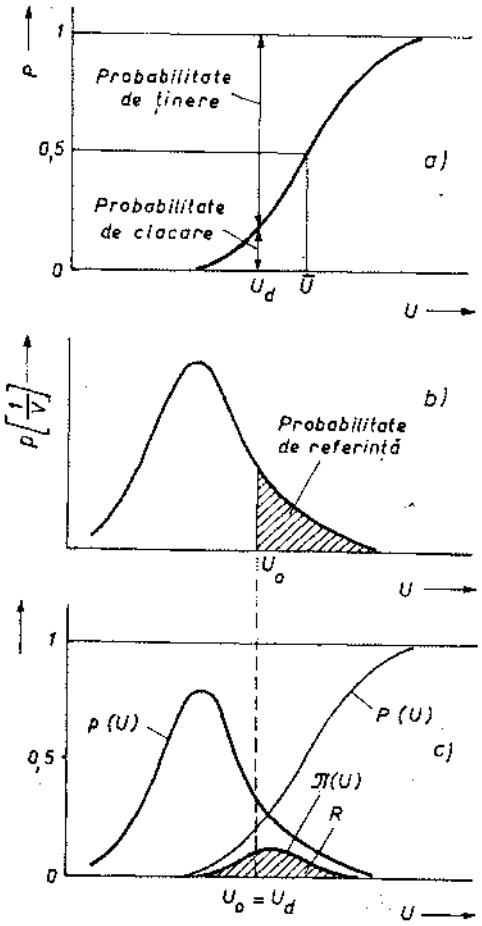


Fig. 14.22. Riscul de clacare a izolaţiei autoregeneratoare.

Observaţie. Tensiunea de ţinere prescrisă de recomandările CEI se referă la izolaţia între piesele puse sub tensiune şi pământ.

Notă. Pentru dimensionarea izolaţiilor se ţine seama de faptul că prin dimensionarea potrivită a pieselor supuse tensiunii, se urmăreşte să se realizeze un câmp electric cât mai omogen şi prin aceasta construcţia devine economică. Totuşi există unele structuri ce se pot asimila cu electrozi placă-vârf, vârf-vârf, sferă-placă. În aceste situaţii se recurge la experimentări cunoscute în literatură. Datele preluate astfel nu elimină necesitatea verificărilor experimentale pe modele sau pe obiectul fabricat.

14.1.5. Instalaţii pentru verificarea izolaţiilor

Verificarea izolaţiilor, în laborator, se efectuează cu ajutorul unor surse capabile să producă parametrii prescrişi de standarde şi să ofere posibilitatea stabilirii eventualelor rezerve asupra materialului verificat.

14.1.5.1. Sursa de tensiune înaltă la frecvenţa reţelei. În fig.14.23 se prezintă schema electrică de principiu a unei instalaţii de curent alternativ monofazat cu ajutorul căreia se verifică izolaţiile întreruptoarelor, separatoarelor şi ale altui echipament de înaltă tensiune.

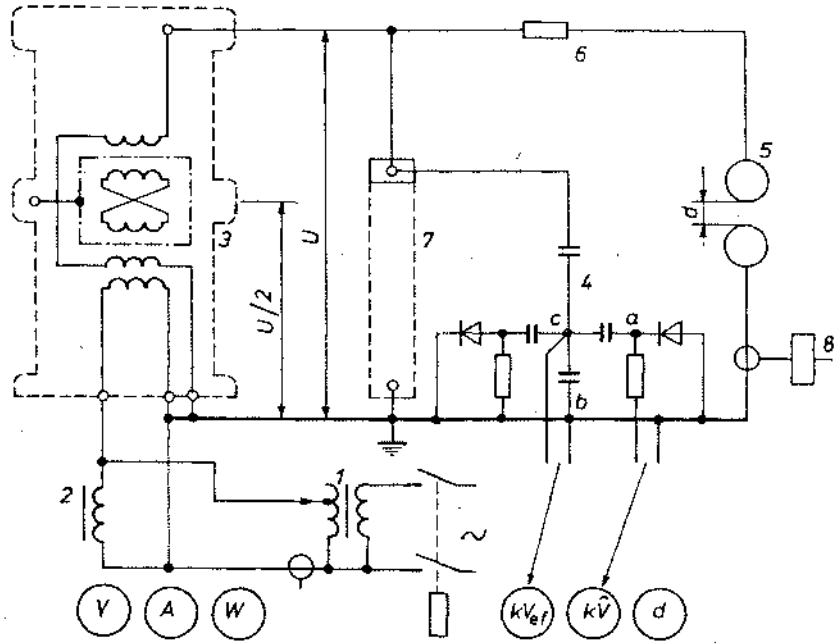


Fig. 14.23. Instalaţie de încercări la frecvenţă industrială.

Energia este preluată de la reţea prin autotransformatorul reglabil *1* şi este transmisă transformatorului ridicător de tensiune în cascadă *3*. Un asemenea transformator are două trepte de tensiune; miezul feromagnetic se află la potenţialul primei trepte. Deoarece înfăşurarea de înaltă tensiune este realizată pe două coloane ale miezului feromagnetic, iar înfăşurarea de exitaţie se află pe o singură coloană, pentru a evita neajunsul unei tensiuni de scurtcircuit deosebit de mari, se efectuează un transfer de energie de pe o coloană pe alta cu ajutorul a două înfăşurări separate, aşezate una pe o coloană şi cealaltă pe coloana a doua.

Sarcina la încercare dielectrică este capacitivă. Pentru o bună utilizare termică a instalației, sarcina capacitivă este compensată de sarcina inductivă a bobinei 2, conectată în primarul transformatorului de înaltă tensiune. Controlul tensiunii înalte se realizează cu ajutorul divizorului de tensiune capacitiv *4*, conectat la bornele obiectului *7*, care este supus încercării. Tensiunea efectivă este măsurată între punctele *c* și *b*. Valoarea de vârf a tensiunii se măsoară între punctele *a* și *b*, cu ajutorul unui instrument care măsoară valoarea medie. În adevăr, relația

$$u_{a,b} = u_{a,c} + u_{c,b} \qquad (14.18)$$

este ilustrată în fig.14.24, în care se vede că valoarea medie a tensiunii $u_{a,b}$ este egală cu valoarea de vârf. Tensiunea înaltă se măsoară, spre verificarea instalației, și cu eclatorul cu sfere *5* prevăzut cu rezistența limitatoare de curent *6* și contorul de amorsare *8*.

Puterea transformatorului de încercări rezultă din curentul în regim de durată, care este cuprins între 0,1 și 1 A. Până la tensiunea de 300...400 kV, se construiește o singură unitate. La tensiuni mai mari de 500...1500 kV, se utilizează două până la trei transformatoare în cascadă.

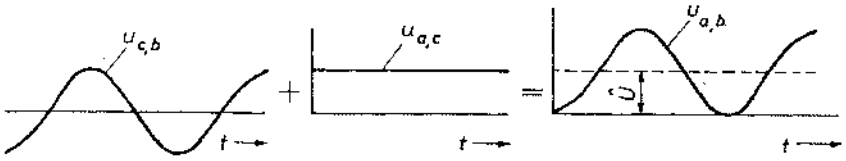


Fig. 12.24. Măsurarea tensiunii de vârf cu referință la potențialul pământului.

14.1.5.2. Generatorul de impuls de tensiune. Această instalație reproduce unda de supratensiune atmosferică în forma din fig.14.25, adică cu durata frontului de 1,2 μs și durata semiamplitudinii 50 μs, conform recomandărilor CEI.

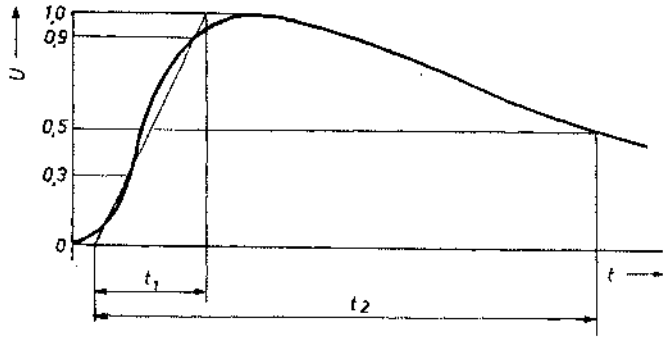


Fig. 14.25. Unda de impuls normală: $t_1 = 1{,}2\ \mu s$; $t_2 = 50\ \mu s$.

O asemenea undă se realizează, în laborator, cu ajutorul generatorului de impuls de tensiune. Acesta poate fi construit după multe scheme [14.28], dar o schemă generală este aceea din fig.14.26, *a*. Condensatorul C_1 este încărcat la tensiunea U și apoi cu ajutorul eclatorului de amorsare E_a (triggerat) este descărcat de condensatorul C_2 și rezistențele R_1, R_2, R_3.

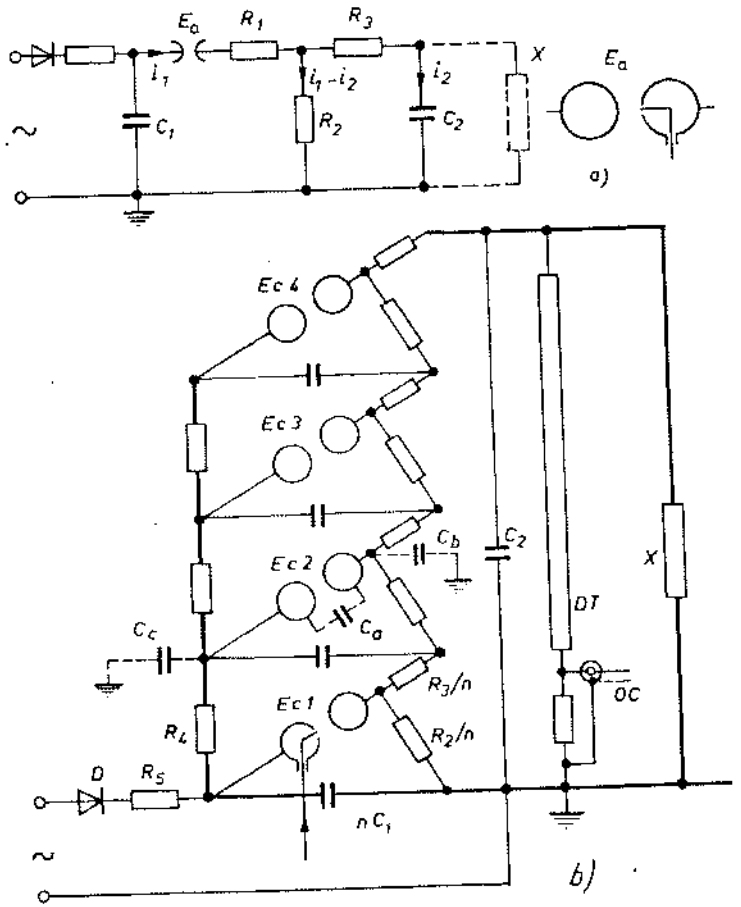


Fig. 14.26. Generatorul de impuls de tensiune:
a) schema electrică de principiu; *b)* generatorul multiplicator Erwin Marx; R_4 - rezistență de încărcare (~10 kΩ); R_5 - rezistență limitatoare; *X* - obiectul supus încercării; *DT* - divizor de tensiune.

Tensiunea utilă u se obține din ecuațiile:

$$\left.\begin{aligned} U - \frac{1}{C_1}\int_0^t i_1 dt &= R_1 i_1 + R_2(i_1 - i_2) \\ R_2(i_1 - i_2) &= R_3 i_2 + u \\ i_2 &= C_2 \frac{du}{dt} \end{aligned}\right\} \qquad (14.19)$$

Prin rezolvarea sistemului de ecuaţii (14.19) se obţine după [14.28]:

$$u = \frac{\alpha U}{\eta\sqrt{\alpha^2 - 1}}\left[e^{-(\alpha - \sqrt{\alpha^2-1})\frac{t}{\tau}} - e^{-(\alpha + \sqrt{\alpha^2-1})\frac{t}{\tau}}\right] \qquad (14.20)$$

cu notaţiile:

$$\alpha = \frac{R_1C_1 + R_2C_2 + R_2C_1 + R_3C_2}{2\sqrt{C_1C_2(R_1R_2 + R_1R_3 + R_2R_3)}} \qquad (14.21)$$

$$\eta = \frac{R_1C_1 + R_2C_2 + R_2C_1 + R_3C_2}{R_2C_1} \qquad (14.22)$$

$$\tau = \sqrt{C_1C_2(R_1R_2 + R_1R_3 + R_2R_3)} \qquad (14.23)$$

Ecuaţia (14.20) se poate scrie simplificat :

$$u = KU(e^{-\frac{t}{\tau_1}} - e^{-\frac{t}{\tau_2}}) \qquad (14.24)$$

unde

$$K = \frac{\alpha}{\eta\sqrt{\alpha^2 - 1}} \; ; \; \frac{1}{\tau_1} = \frac{\alpha - \sqrt{\alpha^2 - 1}}{\tau} \; ; \; \frac{1}{\tau_2} = \frac{\alpha + \sqrt{\alpha^2 - 1}}{\tau} \qquad (14.25)$$

Pentru unda nominalizată 1,2/50 μs, $\tau_1 = 69.10^{-6}$ s şi $\tau_2 = 0{,}395.10_{-6}$ s.

Notă. Din schema electrică de bază din fig.14.26,*a* se pot obţine variante cu $R_1 = 0$. În cazul în care $R_1 = 0$, eficienţa schemei ia valori mari. Astfel pentru raportul $C_2/C_1 = 0{,}1$ şi $C_1 = 1\,000$ pF raportul $u/U \approx 0{,}87$. Generatoarele de impuls care produc tensiuni mai mari de 1 000 kV se constituiesc cu mai multe etaje, după principiul Erwin Marx, ca în fig.14.26,*b* şi anume condensatoarele se încarcă în paralel şi se descarcă în serie. Procesul de conectare în serie a descărcătoarelor este iniţiat de triggerarea eclatorului *Ec1*. Capacităţile parazite între sferele unui eclator (C_a) şi între sfere şi pământ (C_b şi C_c) joacă un rol hotărâtor la conectarea în serie a celor *n* condensatoare [14.28]. Un fascicul laser dirijat în intervalul disruptiv al eclatoarelor, la generatoarele de impuls perfecţionate, asigură amorsarea sincronă a tuturor eclatoarelor.

Tensiunea de încărcare a condensatoarelor pe etaj este de aproximativ 200 kV, iar energia acumulată în condensatorul unui etaj variază între 2,5 şi 20 kJ [14.25].

14.1.5.3. Generatorul de impuls de curent. Unda de curent nominalizată după recomandările CEI-60 [14.12] este de forma 8/20 μs (durata frontului 8 μs şi durata semiamplitudinii 20 μs), ca în fig.14.27. Cu asemenea undă se stabilizează rezistenţele nelineare ale descărcătoarelor electrice. Schema electrică a unui generator impuls de curent este prezentată în fig.14.28. Condensatorul *C* se încarcă la tensiunea *U* şi apoi se descarcă aperiodic pe rezistenţa *R*, prin intermediul inductivităţii *L*.

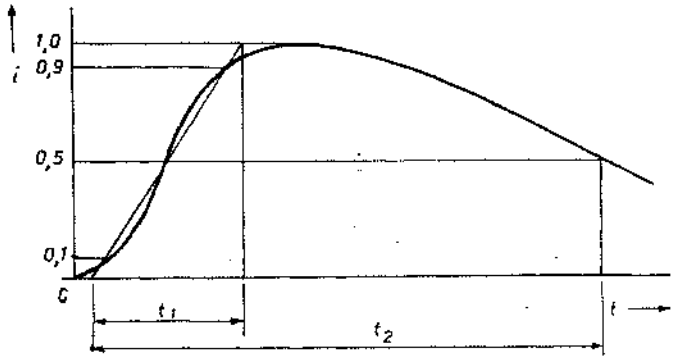


Fig. 14.27. Unda de impuls de curent: $t_1 = 8$ μs; $t_2 = 20$ μs.

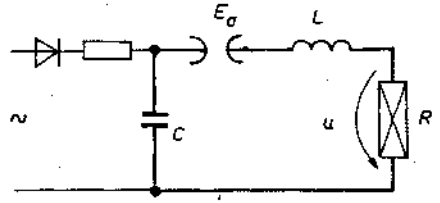


Fig. 14.28. Schema electrică a unui generator de impuls de curent.

Pentru o rezistenţă lineară expresia curentului este de forma:

$$i = \frac{U}{L\omega_e} e^{-\delta t} \operatorname{sh} \omega_e t \qquad (14.26)$$

cu

$\omega_e = \sqrt{\delta^2 - \omega_0^2}$; $\omega_0^2 = 1/LC$; $\delta = R/2L$.

În cazul unei rezistenţe nelineare ecuaţia:

$$U - \frac{1}{C}\int_0^t i\,dt = L\frac{di}{dt} + u \qquad (14.27)$$

se rezolvă numeric, ţinând seama că tensiunea *u* la bornele rezistenţei nelineare este de forma dată de relaţia (14.6), adică:

$$u = ci^{\alpha} \qquad (14.28)$$

14.1.5.4. Instalaţie mixtă: generator de impuls de curent şi sursă de tensiune alternativă. Schema de principiu a unei astfel de instalaţii este dată în fig.14.29. Genaratorul de impuls (*C*, E_a, *L*) amorsează descărcătorul *D*, iar transformatorul *T*, la frecvenţa industrială, livrează curentul de însoţire. Cu ajutorul divizorului de tensiune şi a şunturilor S_1 şi S_2 se obţin oscilograme de

tipul celor din fig.14.14,*a*. Verificarea se face pe un modul al decărcătorului. Eclatorul de protecţie E_p oferă posibilitatea de a aplica modulului tensiunea industrială şi de a-l izola de generatorul de impuls neamorsat. Acesta se amorsează cu ajutorul eclatorului E_a, cu cel puţin 60 grade electrice înainte ca tensiunea sursei de curent alternativ să ajungă la valoarea maximă.

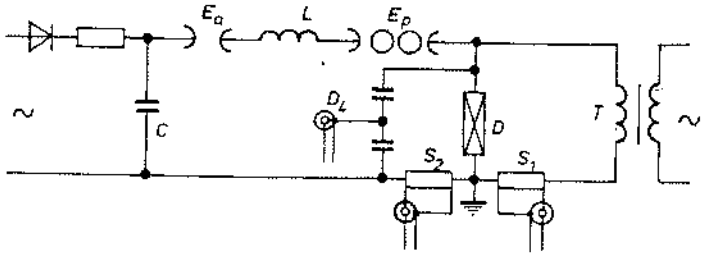


Fig. 14.29. Schema electrică a unui generator mixt pentru reproducerea curentului de însoţire.

14.1.5.5. Generatorul de undă lungă. Pentru simularea descărcării unei linii care poate da naştere unui curent cu câţiva kA pe o durată de câteva milisecunde se utilizează generatorul de undă lungă [14.2;14.25], a cărui schemă electrică este dată în fig.14.30. O linie artificială formată din mai mulţi cuadripoli L_0, C_0 se descarcă prin intermediul inductivităţii L pe descărcătorul D. Rolul inductivităţii L este de a diminua panta iniţială a curentului. Având în vedere că rezistenţa descărcătorului D este neliniară, sinteza circuitului presupune calcule numerice [14.2,14.25]. Se obţine o undă de curent de forma celei prezentate în fig.14.31.

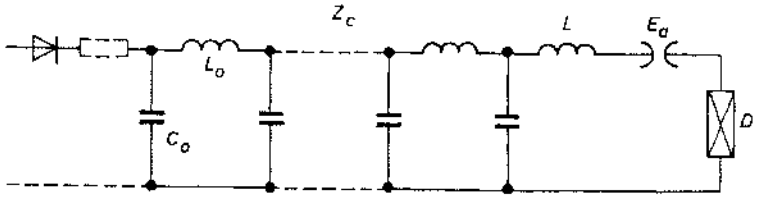


Fig. 14.30. Schema electrică a generatorului de undă lungă.

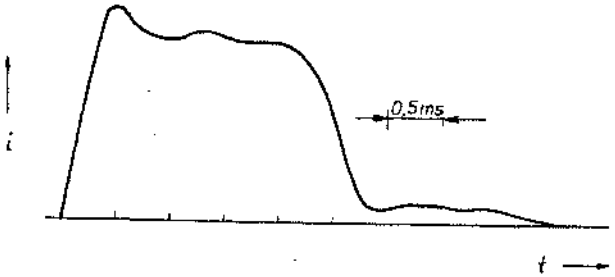


Fig. 14.31. Unda lungă de impuls 250/2500 μs.

14.2. Capacitatea de comutaţie

Categoriile principale de aparate de comutaţie şi încercările principale care se efectuează asupra lor au fost prezentate în tabelul 14.1. În cele ce urmează se prezintă încercările reprezentative fiecărei categorii de aparate.

14.2.1. Capacitatea de comutaţie a siguranţelor fuzibile

În fig.14.32 se prezintă schema electrică de principiu utilizată la încercarea siguranţelor fuzibile. Cu ajutorul rezistenţei reglabile R şi inductivităţii reglabile L se stabileşte factorul de putere, iar cu ajutorul contactorului sincron CS se stabileşte faza închiderii circuitului, în acord cu recomandările CEI nr. 282-1 şi 282-2 [14.13]. Informaţiile privind tensiunea la bornele siguraţei fuzibile X şi a curentului sunt date de divizorul de tensiune D_t şi şuntul S. Mărimile corespunzătoare, fiind tranzitorii, sunt înregistrate de un oscilograf catodic. Încercarea comportă două etape şi anume:

a) *Etalonarea circuitului.* În această etapă siguranţa fuzibilă este scurtcircuitată cu o bară de impedanţă minimală (linia punctată în fig.14.32.). Se obţine oscilograma din fig.14.33,*a*, care se prelucrează în scopul stabilirii valorii efective a curentului întrerupt, a factorului de putere ($\cos\varphi$) şi a fazei ($\alpha = \varphi - \psi$).

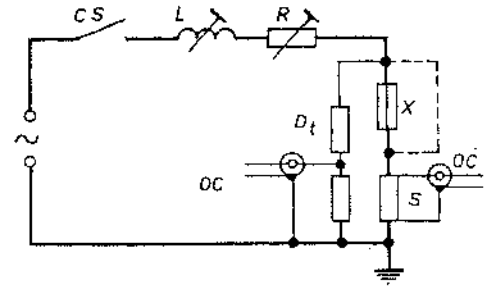


Fig. 14.32. Schema electrică de principiu pentru verificarea capacităţii de deconectare a siguranţelor fuzibile.

Valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit prezumat este:

$$I_{ef} = \frac{A}{2\sqrt{2}} \qquad (14.29)$$

cu

$$A = \frac{c_1[\text{diviziuni}] \times c_2[\text{V/diviziune}]}{R}$$

şi unde R [Ω] este rezistenţa şuntului, c_1 este măsurat pe ecranul oscilografului, iar c_2 este sensibilitatea oscilografului.

Factorul de putere rezultă din expresia componentei de curent continuu:

$$i_1 = i_0 e^{-\frac{t_1}{T}}$$

$$T = \frac{t_1}{\ln(i_0/i_1)} = \frac{L}{R} \qquad (14.30)$$

$$tg\varphi = \omega T;\ \cos\varphi = \cos[\text{arctg}\,\omega T]$$

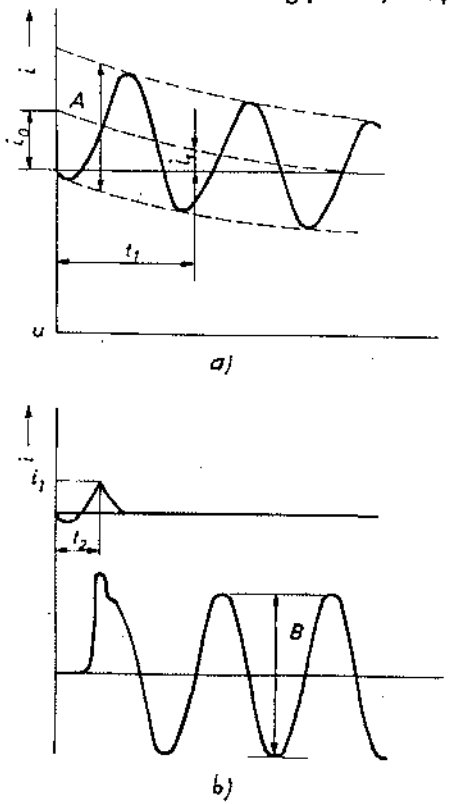


Fig. 14.33. Oscilograme la verificarea capacităţii de rupere a siguranţei fuzibile.

b) *Funcţionarea siguranţei.* Se înlătură bara de scurtcircuitare şi, la parametrii reglaţi, se trece curent prin siguranţa fuzibilă. Se obţin oscilogramele din fig. 14.33, *b* pe care se măsoară curentul limitat i_l, în timpul t_2 şi pe care se poate evalua integrala Joule prearc şi pe durata arcului electric. Tensiunea, ca valoare efectivă, este dată de relaţia:

$$U_{ef} = \frac{B}{2\sqrt{2}}$$

cu (14.31)

$$B = \frac{c_3[\text{diviziuni}] \times c_4[\text{V/diviziune}]}{k}$$

unde k este raportul de reducere al divizorului de tensiune, c_3 este măsurat pe oscilograf şi c_4 este sensibilitatea oscilografului.

Notă. Capacitatea de rupere a unei siguranţe fuzibile limitatoare se indică în valoarea efectivă a curentului de scurtcircuit prezumat.

14.2.2. Verificarea la uzură a contactoarelor AC3 şi AC4

În figura 14.34, *a* se prezintă schema electrică de principiu, în acord cu recomandările CEI, publicaţia 158-1 [14.17], privind circuitul de sarcină la

verificarea uzurii electrice a contactoarelor din categoriile AC3 şi AC4. Puterea sursei de alimentare trebuie să fie sensibil mai mare decât puterea corespunzătoare sarcinii comutate de contactorul X, care este supus verificării. În acest caz, este necesar ca valoarea curentului de scurtcircuit I_{sc} să fie de cel puţin 6 ori mai mare decât valoarea curentului comutat I_c, adică $I_{sc} \geq 6I_c$. Astfel componentele care definesc sarcina pot fi determinate prin calcul. Rezistenţa R_s şi L_s definesc impedanţa sarcinii şi factorul de putere pentru un curent comutat. Rezistenţa R_p şi capacitatea C_p definesc frecvenţa proprie de oscilaţie şi factorul de oscilaţie,

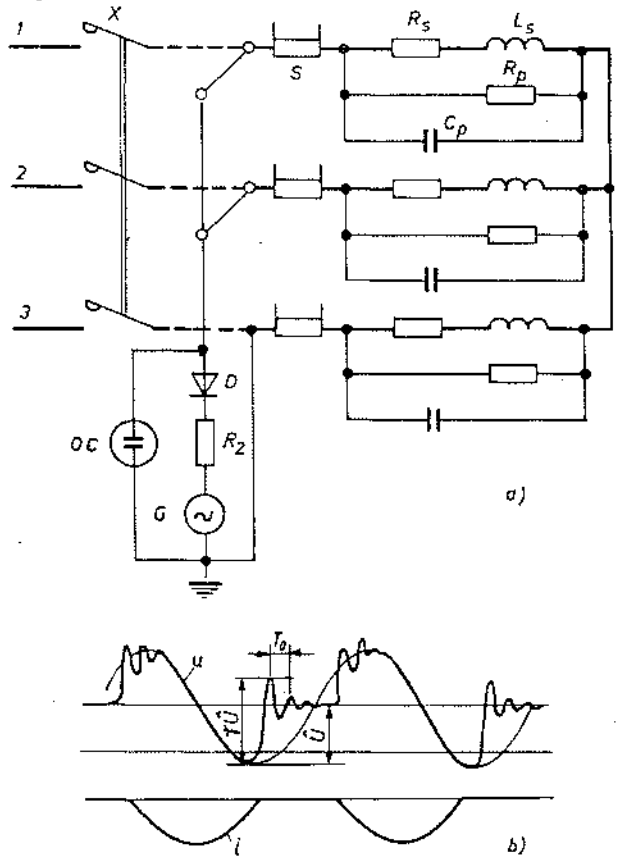


Fig. 14.34. Verificarea la uzură electrică:
a) schema electrică; *b*) oscilograme de curent şi tensiune.

ca parametri ai tensiunii de restabilire. În vederea reglării acestor parametrii, pentru polul care întrerupe primul, cu contactorul X deschis, se introduce în schemă generatorul sinusoidal G, cu frecvenţa de 2 kHz, în serie cu o rezistenţă

limitatoare R_2 şi dioda D. Osciloscopul OC serveşte la vizualizarea fenomenelor, care apar ca în fig.14.34,*b*. În momentul în care dioda D nu mai conduce, tensiunea la bornele osciloscopului OC cade la zero prin intermediul unor oscilaţii amortizate, care oferă posibilitatea măsurării perioadei proprii $T_0 = 1/f_0$ şi a factorului de oscilaţie γ. Oscilaţii amortizate apar şi la intrarea în conducţie a diodei D, dar prelucrarea oscilogramei, în această etapă, este mai dificilă.

14.2.3. Capacitatea de comutaţie a întreruptoarelor de putere de joasă tensiune

Capacitatea de comutaţie a unui întreruptor de putere de joasă tensiune, de curent alternativ, este definită de:

a) *Capacitatea de închidere*, care reprezintă cea mai mare valoare instantanee a curentului care poate fi conectat, fără ca întreruptorul să sufere deteriorări sensibile. Din punct de vedere practic, această noţiune reprezintă valoarea de lovitură a unui curent de scurtcircuit asimetric de asimetrie maximă $(\alpha = \varphi - \psi = \pi/2)$.

b) *Capacitatea de întrerupere (sau de rupere)*, care reprezintă valoarea efectivă a curentului întrerupt, măsurată în momentul separării elementelor de contact, fără ca întreruptorul să sufere deteriorări sensibile. Momentul separării piselor de contact se recunoaşte pe o oscilogramă ca fiind momentul apariţiei tensiunii de arc electric.

Schema electrică de principiu este dată în fig.14.35, *a*. Reglajul factorului de putere şi al intensităţii curentului se realizează cu ajutorul rezistenţei R şi inductivităţii L. Faza conectării este controlată cu ajutorul unui contactor sincron (nereprenzentat în figură). Mărimile măsurate sunt tensiunea sursei, tensiunea de restabilire şi intensitatea curentului. Aparatele cu carcasă metalică se conectează la neutrul sursei sau la un neutru artificial, prin intermediul rezistenţei de limitare R_l şi al siguranţei fuzibile, a cărei topire indică degradarea izolaţiei faţă de carcasă. Operaţia de încercare cuprinde două etape, şi anume:

* *Etalonarea circuitului*. Cu aparatul şuntat se obţin oscilogramele din fig.14.35, *b*, din care se calculează:

curentul de scurtcircuit prezumat: $I_{ef} = A_1/2\sqrt{2}$;

curentul de lovitură $I_l = A_2$

* *Funcţionarea aparatului*. Se măsoară valoarea efectivă a curentului în momentul separării elementelor de contact şi se obţine capacitatea de rupere:

$$I_r = \frac{A_1}{2\sqrt{2}} \qquad (14.32)$$

cu A_1 de forma (14.29). Se măsoară curentul de lovitură şi se obţine capacitatea de închidere:

$$i_l = A_2 \qquad (14.33)$$

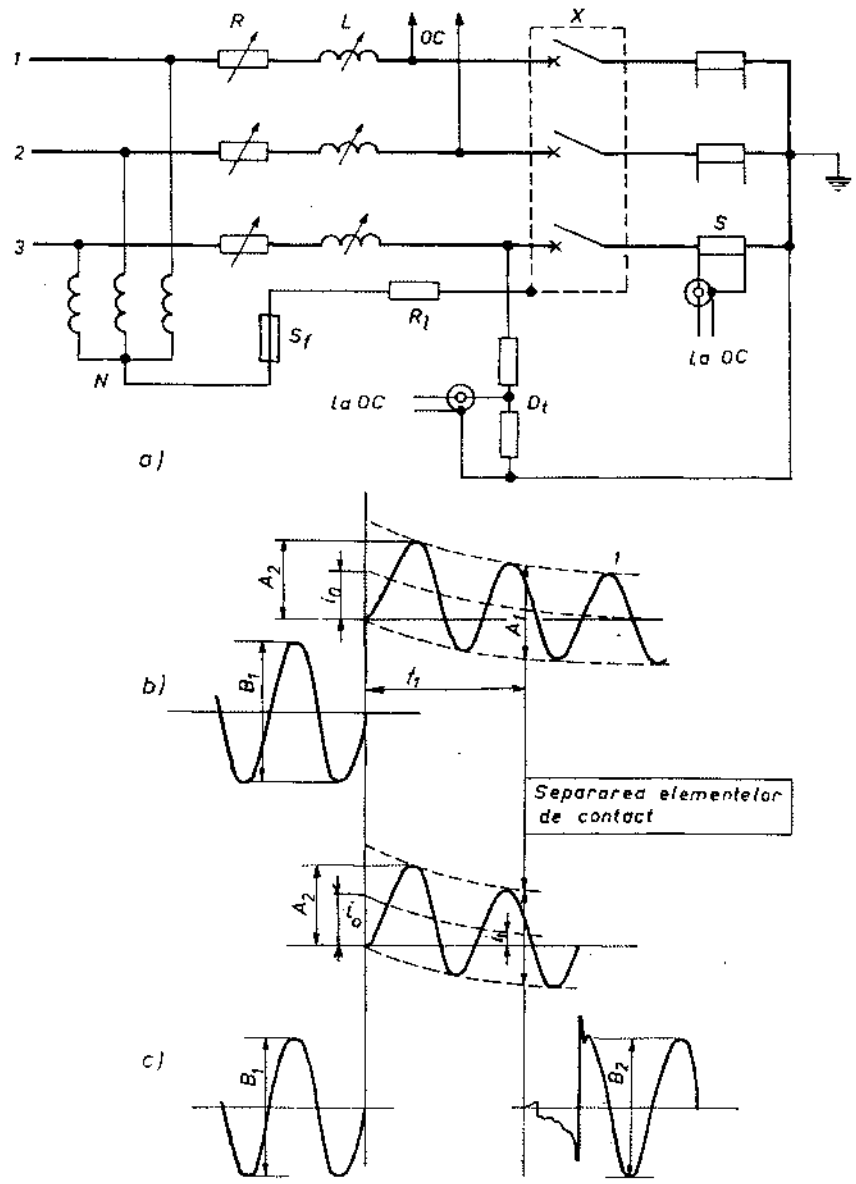


Fig. 14.35. Verificarea comutaţiei unui întreruptor de putere de joasă tensiune:
a) **schema electrică;** *b)* **etalonarea;** *c)* **încercarea.**

cu A_2 de forma (14.29). Se măsoară tensiunea de restabilire la frecvenţa industrială:

$$U = \frac{B_2}{2\sqrt{2}} \qquad (14.34)$$

cu B_2 de forma (14.31).

Încercarea unui aparat se poate efectua într-un ciclu prescris de recomandările CEI nr. 157- 1 (14.16).

Notă. La încercarea întreruptoarelor de putere de curent continuu etalonarea circuitului comportă stabilirea intensităţii curentului cu ajutorul unei rezistenţe şi fixarea constantei de timp $T = L/R$ la o valoare prescrisă.

14.2.4. Capacitatea de comutaţie a întreruptoarelor de putere de înaltă tensiune

La verificarea capacităţii de comutaţie a întreruptoarelor de înaltă tensiune se ţine seama de componenta de curent continuu a curentului întrerupt şi de parametrii tensiunii oscilante de restabilire.

14.2.4.1. Capacitatea de rupere. Această noţiune reprezintă curentul de scurtcircuit cel mai mare, evaluat în valoare efectivă, pe care întreruptorul trebuie să-l întrerupă, în condiţii specificate privind tensiunea de restabilire şi tensiunea tranzitorie de restabilire, conform recomandărilor CEI nr. 56 [14.15].

Capacitatea de rupere se determină pe oscilograma curentului de scurtcircuit întrerupt, în momentul separării pieselor de contact, ca în fig.14.35, şi se caracterizează prin două valori:

- valoarea efectivă a componentei periodice, dată de relaţia (14.32)
- mărimea componentei aperiodice, exprimată în unităţi relative, faţă de valoarea de vârf a componentei periodice.

Valoarea efectivă a componentei periodice se alege, pentru un aparat construit, din următoarele valori, date în kA: 6, 3; 8; 10; 12, 5; 16; 20; 25; 31, 5; 40; 50; 63; 80; 100. Mărimea componentei aperiodice se prezumează, pentru un aparat construit, în funcţie de timpul τ, care reprezintă durata minimă de deschidere a întreruptorului, ca în fig.14.36.

În cazul întreruptoarelor, care sunt declanşate cu ajutorul unei forme auxiliare de energie, la timpul τ se adaugă durata unei semiperioade de frecvenţă nominală.

Existenţa componentei aperiodice determină mărimea solicitării termice a căilor de curent şi deci şi a camerelor de stingere, dar, în acelaşi timp, întârzie momentul trecerii prin zero a curentului. Astfel valoarea instantanee a tensiunii de

restabilire, la frecvenţa industrială, scade sub valoarea de vârf, ceea ce uşurează condiţiile de stingere.

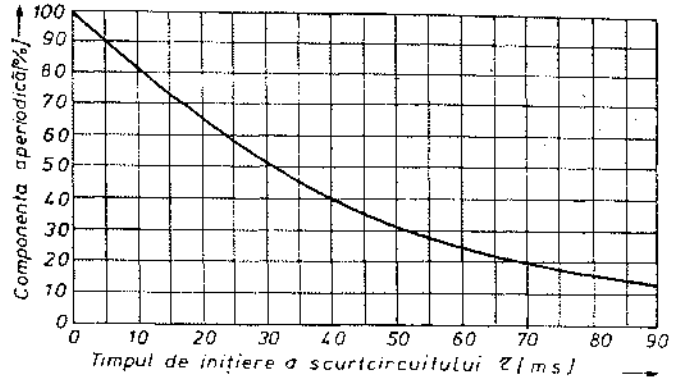


Fig. 14.36. Componenta de curent continuu în funcţie de întârzierea τ.

Aprecierea capacităţii de rupere în scurtcircuit se poate face şi în funcţie de puterea de rupere, definită de expresia:

$$S_r = mU_n I_r \qquad (14.35)$$

unde: m este un factor care depinde de numărul fazelor. Pentru un circuit monofazat $m = 1$; pentru un circuit trifazat $m = \sqrt{3}$;
U_n- tensiunea(compusă) nominală, la frecvenţa de funcţionare;
I_r- cel mai mare curent întrerupt.

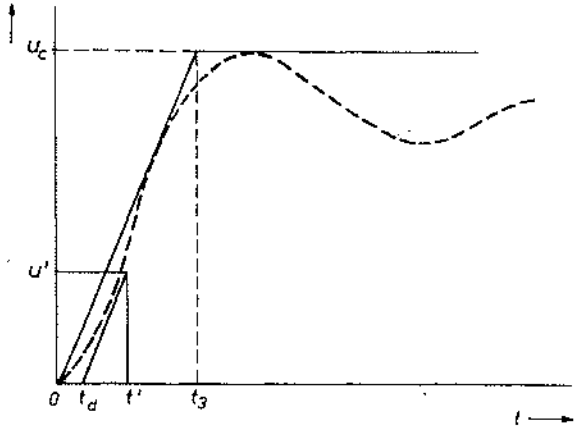


Fig. 14.37. Matrice pentru tensiunia tranzitorie de restabilire cu doi parametri.

Se poate observa că expresia "putere de rupere" nu are o corespondenţă fizică. În adevăr, cu puţin înainte de întrerupere, există tensiunea de arc electric,

iar curentul este cel de scurtcircuit; după întrerupere apare tensiunea de restabilire, iar curentul este nul.

Corelarea între tensiunea nominală a întreruptorului şi tensiunea de restabilire este făcută în recomandarea CEI nr. 56 [14.15], în legătură cu tensiunea nominală, numărul de parametrii şi secvenţa de încercare.

Astfel, spre exemplificare în tabelul 14.3 sunt date valori de construire a unei matrice, în care se încadrează curba tensiunii tranzitorii de restabilire cu doi parametrii ca în fig.14.37, pentru factorul primului pol de 1,5 (neutrul izolat) şi secvenţa de încercări nr. 3.

Tabelul 14.3

Valori de construire a matricei TTR, cu doi parametri. Factorul primului pol 1,5; secvenţa de încercări nr.3

Tensiunea nominală U [kV]	Valoarea de vârf u_c [kV]	Timpul t_3 [μs]	Întârzierea t_d [μs]	Tensiunea u' [kV]	Timpul t' [μs]	Viteza de creştere u_c/t_3 [kV/μs]
3,6	6,6	17	3	2,2	9	0,39
7,2	13	22	4	4,4	12	0,60
12	22	26	5	7,3	14	0,85
17,5	32	31	6	11	17	1,04
24	44	38	8	15	20	1,16
36	66	46	9	22	25	1,44
52	96	57	11	32	30	1,68
72,5	133	72	14	44	38	1,85

$u_c = 1{,}5 \cdot 1{,}5\sqrt{2/3}\,U$; $t_d = 0{,}2\,t_3$; $u' = 1/3\,u_c$

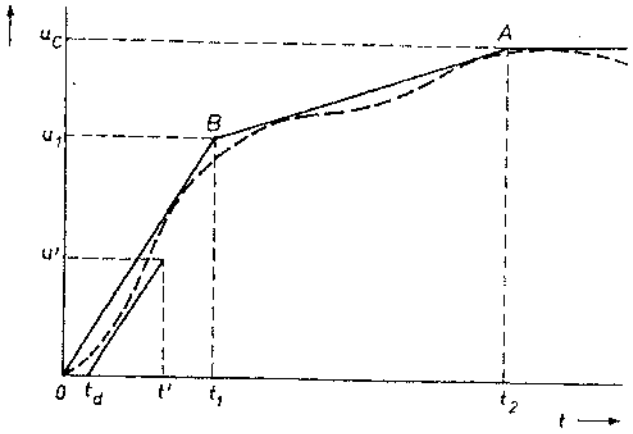


Fig. 14.38. Matrice pentru tensiunea tranzitorie de restabilire cu patru parametri.

În fig.14.38 se prezintă matricea în care se încadrează tensiunea tranzitorie de restabilire cu patru parametrii pentru factorul primului pol 1, 3 şi secvenţa de încercări nr. 3.

În tabelul 14.4 sunt date valorile numerice cu ajutorul cărora se construieşte matricea corespunzătoare.

Tabelul 14.4

Valori de construire a matricei TTR, cu doi parametri. Factorul primului pol 1,3; secvenţa de încercări nr.3

Tensiunea nominală U [kV]	Prima tensiune u_1 [kV]	Timpul t_1 [μs]	Valoarea de vârf a TTR u_c [kV]	Timpul t_2 [μs]	Întârzierea t_d [μs]	Tensiunea u' [μs]	Timpul t' [μs]	Viteza de creştere u_1/t_1 [kV/μs]
245	260	87	390	392	2(22)	130	45(65)	3,0
300	318	106	478	477	2(27)	159	55(80)	3,0
362	384	128	576	576	2(32)	192	66(96)	3,0
420	446	149	669	671	2(37)	223	76(111)	3,0
525	557	186	836	837	2(46)	279	95(139)	3,0
765	812	217	1218	1220	2(68)	406	137(203)	3,0

$u_1 = 1{,}3 \cdot \sqrt{2/3}\,U$; $t_2 = 4{,}5\,t_1$; $u_c = 1{,}5\,u_1$; $t_d = 2\,\mu s$ sau $0{,}25 t_1$; $u' = 1/2\,u_1$

14.2.4.2. Formele tensiunii tranzitorii de restabilire. Pe baza înregistrărilor oscilografice ale tensiunii de restabilire se pot stabili următoarele forme:

* *Tensiunea de restabilire cu doi parametri* (fig.14.37), care apare în reţelele cu tensiuni nominale sub 100 kV, după o modificare a tensiunii datorită unui transformator coborâtor. Forma este apropiată de o oscilaţie amortizată, după cum s-a tratat în cap. 1, vol. 1.

* *Tensiunea de restabilire cu patru parametrii* (fig.14.38) apare la întrerupera curenţilor de scurtcircuit intenşi în reţele cu tensiuni de serviciu relativ mari ($U_n > 123$ kV). Această tensiune apare ca o oscilaţie în primă etapă cu viteză mare de creştere şi în etapa următoare cu viteză mai mică de creştere, ca în fig.14.38.

* *Tensiunea tranzitorie de restabilire iniţială (TTRI)* apare în apropierea sistemelor de bare colectoare şi are aspectul, în faza iniţială, a unei oscilaţii de mică amplitudine dar de frecvenţă mare şi se datorează primei reflexii la modificarea impedanţei caracteristice determinate de prezenţa barelor.

* *Tensiunea de restabilire în cazul defectului de linie,* studiată în subcap. 13.4.

* *Tensiunea de restabilire la deconectarea sarcinilor mici inductive,* prezentată în subcap. 13.2.

* *Tensiunea de restabilire la deconectarea liniilor electrice în gol,* prezentată în § 13.3.1.

* *Tensiunea de restabilire la deconectarea în opoziţie de fază*, prezentată în subcap. 13.5.

14.2.4.3. Secvenţa nominală de manevrare. Acestea se prezintă sub două variante şi anume (14.15):

* Pentru întreruptoare construite spre funcţionare în sistemul reanclaşării rapide automate (RAR):

$$O - t - CO - t' - CO \qquad (14.36)$$

cu semnificaţiile:

O- deschiderea la capacitatea de rupere nominală;
C- închiderea la curent de scurtcircuit nominal;
CO- închiderea urmată imediat de o deschidere;
t - pauză de 0,3 s
t' - pauză de trei minute.

* Pentru întreruptoare construite fără posibilitatea de a funcţiona cu RAR:
- aceeaşi secvenţă ca la (14.36), dar cu t = 3 minute, sau

$$CO - t'' - CO \qquad (14.37)$$

cu pauza de timp t'' = 15s.

Secvenţa de încercări nr. 3 se compune din secvenţa de manevre nominală (assignée) limitată numai la manevrele de deschidere, la 0,6 din capacitatea de rupere nominală şi cu o componentă aperiodică de cel puţin 20%, cu tensiunea de restabilire conform tabelelor 14.3 sau 14.4.

Alte secvenţe de încercări sunt precizate în publicaţia CEI nr. 56 [14.15].

14.2.4.4. Alte încercări de tip. Pentru verificarea comutaţiei întreruptoarelor de putere, în acord cu recomandările CEI 56, mai sunt prevăzute următoarele verificări de comutaţie:

* Capacitatea de rupere în opoziţie de fază.
* Capacitatea de rupere la deconectarea liniilor în gol.
* Capacitatea de rupere la deconectarea cablurilor în gol.
* Capacitatea de rupere a unei baterii unice de condensatoare.
* Capacitatea de rupere a unei baterii de condensatoare în trepte.
* Capacitatea de închidere a unei baterii de condensatoare.
* Capacitatea de rupere a curenţilor mici inductivi.

În recomandările CEI, publicaţia 56, factorul de oscilaţie γ şi valori ale frecvenţelor proprii de acceleraţie a tensiunii tranzitorii de restabilire nu apar în mod explicit. Aceşti parametri sunt incluşi - ipso facto - în matricele din fig.14.37 şi 14.38.

La încercarea întreruptorului de putere de înaltă tensiune se parcurg aceleaşi etape ca la întreruptoarele de putere de joasă tensiune, şi anume: *1*) etalonarea circuitului; *2*) funcţionarea întreruptorului.

14.2.4.5. Caracteristicile în gol şi sarcină. Deconectarea de către întreruptoare a transformatoarelor în gol şi a liniilor în gol echivalează cu deconectarea unor curenţi inductivi sau capacitivi, de valori mult inferioare curenţilor nominali de funcţionare. Ca urmare, la acest tip de deconectare, în întreruptor nu se produc fenomene intense de ionizare. Este util ca în laborator să se determine curba de stabilire a rigidităţii dielectrice a întreruptorului, în absenţa sarcinii, curbă care se mai numeşte *caracteristica în gol* a întreruptorului.

În fig.14.39, *a* se indică schema de principiu cu ajutorul căreia se ridică caracteristica în gol a unui întreruptor. Condensatorul C_1 este încărcat la tensiunea U_r cu ajutorul unui redresor. Întreruptorul *X* care se încearcă fiind închis, primeşte o comandă de deschidere. Tensiunea care se stabileşte la bornele întreruptorului *X* are forma unor dinţi de fierăstrău, ca în diagrama *c*, unde valorile maxime ale tensiunii *u* definesc caracteristica în gol a întreruptorului.

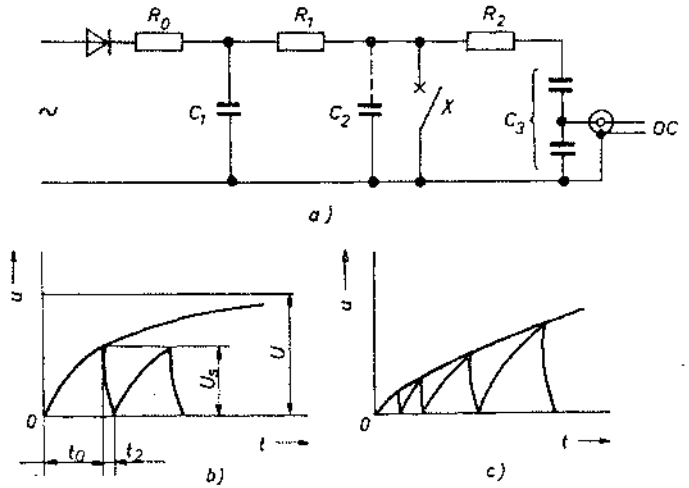


Fig. 14.39. Relativ la caracteristica în gol a unui întreruptor.

Dacă se admite că distanţa între contactele întreruptorului rămâne fixă, se obţine diagrama din fig.14.39, *b*, în care tensiune *u* la bornele întreruptorului creşte după relaţia:

$$u = U(1 - e^{-\frac{t}{\tau_1}}) \qquad (14.38)$$

unde $\tau_1 \approx R_1(C_2 + C_3)$, deoarece rezistenţa R_2 fiind foarte mică în raport cu R_1, se neglijează. În momentul când $u = U_s$, adică la atingerea tensiunii de străpungere a distanţei disruptive în întreruptor, capacitatea $(C_2 + C_3)$ se descarcă, cu constanta de timp $\tau_2 \approx R_2C_3$, după ecuaţia:

$$u = U_s e^{-\frac{t}{\tau_2}} \qquad (14.39)$$

Cum $\tau_2 \ll \tau_1$ rezultă, în diagrama din fig.14.39, *b*, că $t_2 \ll t_1$. Aparent, procesul descărcării se confundă cu o dreaptă după care tensiunea u este adusă instantaneu la zero. Deoarece însă, din cauza deplasării contactului mobil, distanța de eclatare în întreruptor nu este constantă, ci crește, în locul diagramei din fig.14.39, *b* se obține diagrama din fig.14.39, *c*.

În schema realizată practic $R_1 \approx 7.10^8\ \Omega$, iar $R_2 \approx 50...500\ \Omega$, fiind rezistența de amortizare a divizorului de tensiune cu capacitate rezultantă C_3.

Caracteristica în sarcină a unui întreruptor, pentru un curent de scurtcircuit, reprezintă curba tensiunii de ținere obținută pentru un număr mare de frecvențe proprii de oscilație ale tensiunii de restabilire, ca în fig.14.40. Această curbă rezultă ca o anvelopă a curbelor tensiunii de restabilire pentru întreruperi reușite. Pentru diferite valori ale curentului întrerupt se obțin diferite curbe ale tensiunii de ținere, ca în fig.14.41.

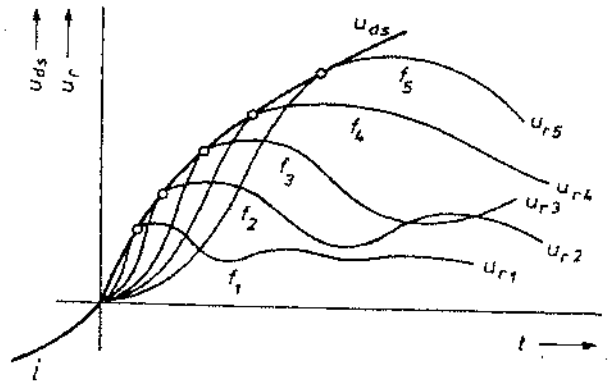


Fig. 14.40. Caracteristica în sarcină pentru un curent întrerupt.

Obținerea caracteristicii în sarcină nu este posibilă, din punct de vedere practic, cu ajutorul *încercărilor directe*, pentru că acestea sunt *distructive*. Stațiile de *încercări sintetice* oferă posibilitatea unor încercări nedistructive și de aceea aceste stații sunt folosite în special pentru cercetare și dezvoltare. În afară de determinarea experimentală a caracteristicii în sarcină, care reprezintă curba tensiunii de refacere a izolației interne între piesele de contact, se întreprind studii teoretice bazate pe elaborări fizico-matematice privind fazele prin care trece o cameră de stingere pe durata întreruperii curentului de scurtcircuit, și anume după [14.26]:

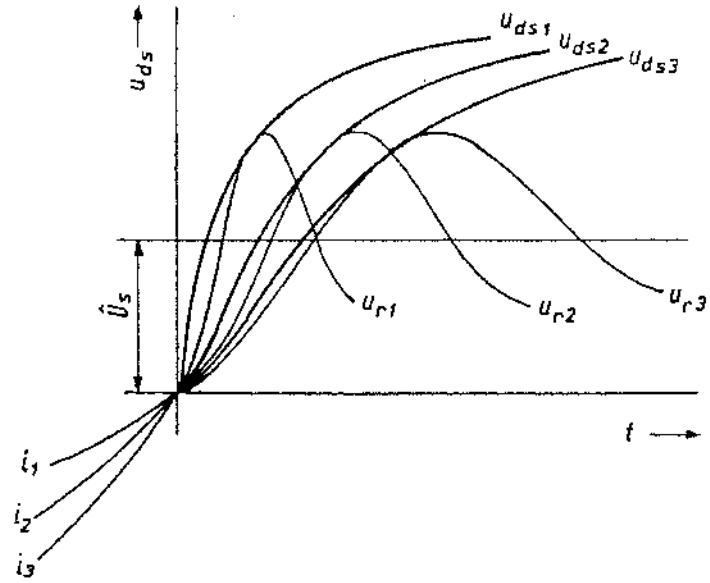


Fig. 14.41. Caracteristica în sarcină pentru diferite valori ale curentului întrerupt.

* *Faza termică*, care apare imediat după trecerea curentului prin valoarea zero, durează la întreruptoarele cu SF_6 aproximativ 2 μs. În această fază răcirea intensă diminuează conductanța de rest, dar apariția tensiunii de restabilire conduce la formarea unui curent postarc. Bilanțul energetic, pe acest interval de timp (purtătorii de sarcină pierduți prin răcire și purtătorii de sarcină introduși prin curent postarc), este hotărâtor asupra reușitei întreruperii.

* *Faza câmpului electric distorsionat*, durează aproximativ 100 μs. Canalul conductor are puțini purtători de sarcină, dar aceștia distorsionează câmpul electric între piesele de contact. Odată cu creșterea tensiunii de restabilire câmpul electric distorsionat capătă valori critice care pot conduce la o străpungere. În această fază panta tensiunii de restabilire are importanță mare.

* *Faza târzie* este caracterizată de dispariția aproape completă a purtătorilor de sarcină în câmpul electric între electrozi. Alura acestei faze depinde de câmpul electric fără memorie despre arc electric și depinde numai de geometria camerii de stingere.

În fig.14.42 este prezentată, calitativ, diagrama tensiunii de ținere corespunzătoare fazelor menționate [14.26]. Din punct de vedere experimental, de mare importanță în ce privește scurgerea gazului de răcire și comportamentul gazului ionizat, este de a se determina variația de densitate prin metoda interferometriei diferențiale, prin trimiterea unui fascicul de lumină de la o lampă Hg sau a unui fascicul laser.

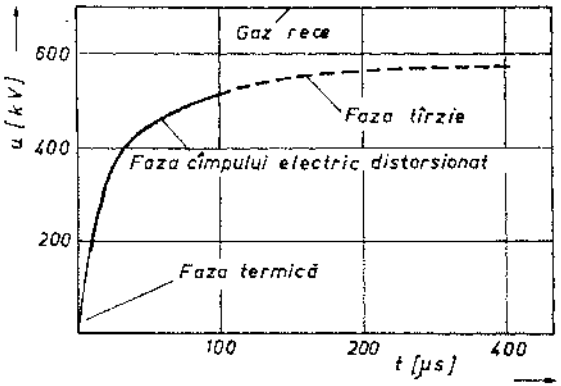


Fig. 14.42. Diagrama calitativă privind refacera rigidității dielectrice într-un întreruptor.

14.3. Stații de încercări de mare putere

Verificarea capacității de comutație a stabilității termice și a stabilității elctrodinamice privind componente sau aparate de comutație complete se efectuează în stații de încercări în care se dispune de surse de mare putere, cu ajutorul cărora se reproduc solicitările pe care componentele sau aparatele le vor suferii, după instalarea lor, într-o rețea electrică.

14.3.1. Stații de încercări pentru aparatele de joasă tensiune

Parametrii maximali la încercarea aparatelor de joasă tensiune de curent alternativ sunt:

* tensiunea nominală U_n = 400...600 V;
* curentul de scurtcircuit I_{sc} = 100 kA,

iar pentru aparatele de curent continuu:

* tensiunea nominală $U_n \leq$ 1 000 V;
* curentul de scurtcircuit I_{sc} = 60 kA.

14.3.1.1. Încercări de curent alternativ. Mărimile electrice menționate pot fi obținute preluând enrgia necesară din rețeaua de medie tensiune de 12...24 kV prin intermediul unui transformator coborâtor. În fig.14.43 este dată schema de principiu a unei stații de încercări, de mare putere, echipată cu două transformatoare T_1, T_2 de 4 MVA și tensiune de scurtcircuit de 4%.

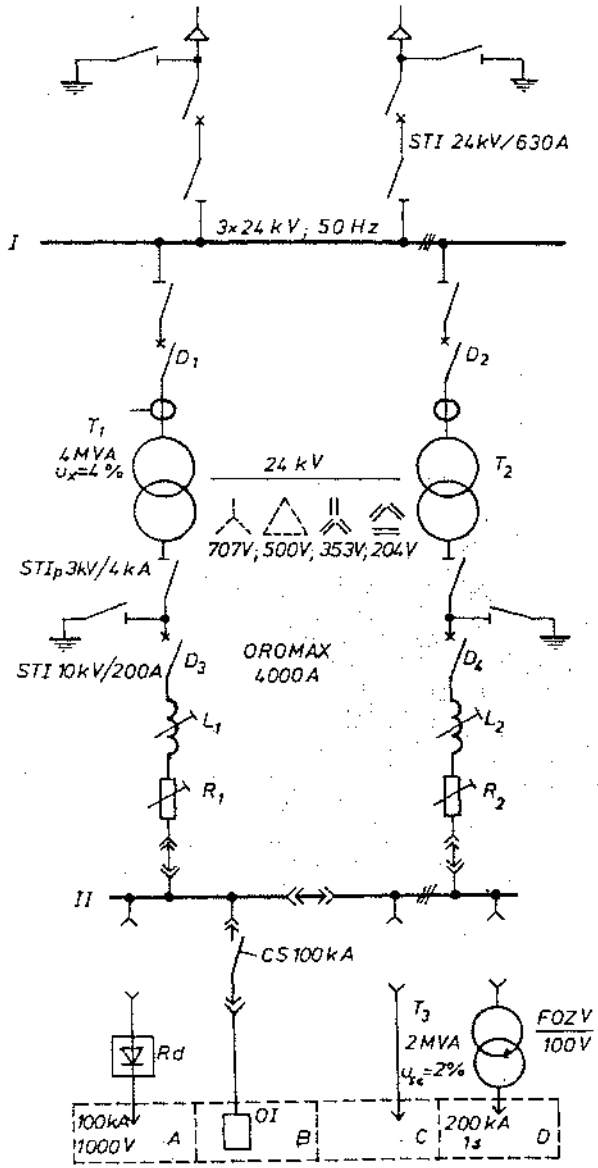


Fig. 14.43. Schema de principiu a unei stații de încercări de mare putere.

Secundarul transformatorului, pe fiecare fază, este format din două bobine, care pot fi conectate în serie sau în paralel. Prin realizarea conexiunilor secundare în stea sau în triunghi se obţin trepte de tensiune de 708 V; 408 V; 353 V; 204 V. Intensitatea curentului şi factorul de putere sunt reglate cu ajutorul inductivităţilor L_1 şi R_1. Destinţia celulelor de încercări este următoarea:

A - încercări în curent continuu prin intermediul redresorului R_d

B, C - încercări în curent alternativ;

D - încercări de stabilitate termică şi electrodinamică prin intermediul transformatorului de curent intens T_3.

Conectarea scurtcircuitului la fază controlată se efectuează prin intermediul contactorului sincron *CS*. Transformatoarele T_1 şi T_2 pot funcţiona sau separat sau în paralel.

Calculul curentului de scurtcircuit. În vederea calculării acestui curent se stabileşte, pentru un transfomator, schema electrică echivalentă ca în fig.14.44.

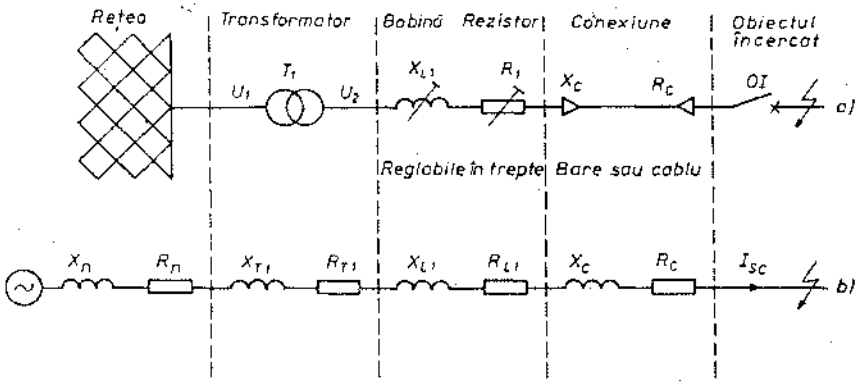


Fig. 14.44. Schema pentru calculul curentului de scurtcircuit:
a) schema electrică; *b)* schema echivalentă.

Curentul de scurtcircuit, ca valoare efectivă este dat de expresia:

$$I_{sc} = \frac{U_2}{\sqrt{3}Z} \qquad (14.40)$$

cu notaţiile:

$$Z = \sqrt{(\Sigma R_i)^2 + (\Sigma X_i)^2}$$

$$R_i = R_r + R_{T1} + R_1 + R_c$$

$$X_i = X_r + X_{T1} + X_{L1} + X_C$$

Modul de calcul al reactanţelor şi rezistenţelor reţelei şi transformatorului este dat în cap. 2 din vol. 1. Relaţii de calcul pentru inductivităţiile liniilor aeriene, barelor şi cablurilor sunt indicate în *Anexele 4 şi 5 din vol. I.* Pentru calculul inductivitaţii bobinelor se consultă lucrări de specialitate [14.32].

Factorul de putere se calculează cu relaţia:

$$\cos\varphi = \cos\left(\operatorname{arctg}\frac{\Sigma X_i}{\Sigma R_i}\right) \qquad (14.41)$$

Contactorul sincron. Faza conectării scurtcircuitului se asigură cu o precizie mai bună de două grade electrice cu ajutorul contactorului sincron. Acesta este un aparat electrono-mecanic cu capacitate mare de conectare (100 kA), dar care nu posedă capacitate de rupere.

Schiţa de construcţie a unui contactor sincron, construit de IPB, este dată în fig.14.45.

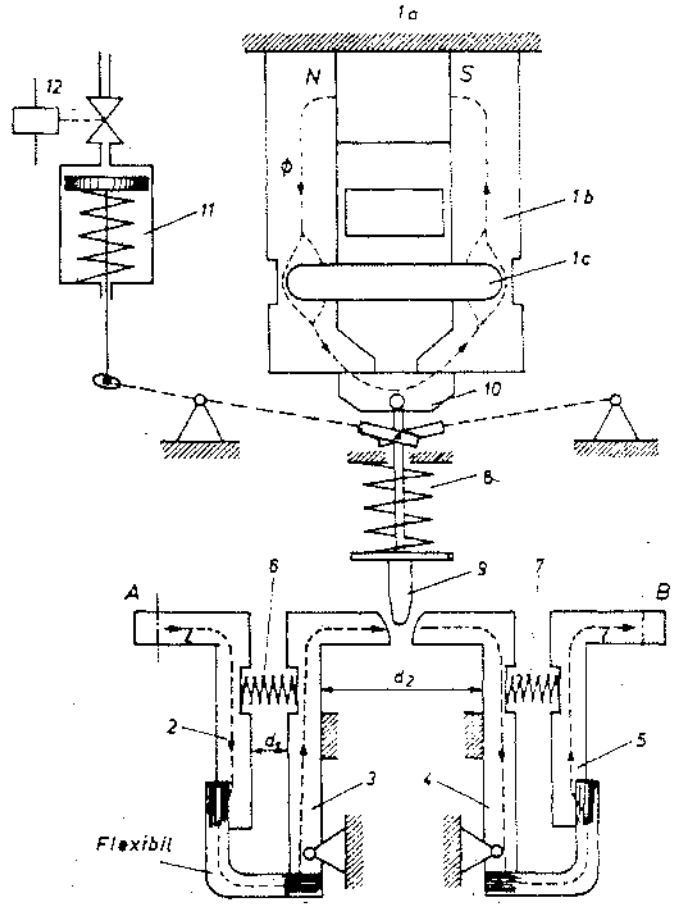


Fig. 14.45. Schiţa de construcţie a unui contactor sincron de 100 kA, 1 s.

Fluxul magnetic ϕ al magnetului permanent *1a* se închide prin coloanele *1b* şi armătura mobilă *10*. La trimiterea unui impuls de curent prin bobina *1c* armătura *10* este eliberată sub acţiunea resortului *8*, iar cuţitul *9* stabileşte calea de curent între bornele *A* şi *B*. O descriere a funcţionării acestui sistem cu acţiune rapidă de eliberare a armăturii a fost dată în §5.3.7.1. din vol.1. În calea de curent formată din piesele *2, 3, 4, 5* şi legăturile flexibile corespunzătoare se dezvoltă forţe electrodinamice ($d_1 \ll d_2$) de natură să asigure o forţă de apăsare în contact proporţională cu intensitatea curentului la pătrat. La intensităţi mici ale curentului, forţele electrodinamice sunt reduse, iar forţa de apăsare este asigurată de resoartele *6* şi *7*. Aducerea armăturii mobile *10* la întrefier minimal (poziţia din fig.14.45) se realizează cu sistemul pneumatic *11*, acţionat de electrovalva *12*.

Programatorul. Procesul încercării este automatizat cu ajutorul unui programator, care asigură succesiunea comutaţiilor în instalaţie şi înregistrarea sincronă a mărimilor electrice cu ajutorul osciligrafului catodic într-un interval de timp de aproximativ 0,5 s şi în orice caz mai mic decât timpul de declanşare reglat pentru întreruptoarele de protecţie din amonte. În fig.14.43 programatorul comandă întreruptoarele de protecţie D_1, D_2, D_3, D_4 ca şi contactorul sincron *CS* 100 kA. Amplasarea senzorilor de curent (şunturi coaxiale) şi de tensiune (divizoare de tensiune) se poate vedea în fig.14.35.

Astfel, producerea scurtcircuitului pe care îl deconectează aparatul supus încercării, sau pe care îl suportă aparatul care se verifică la stabilitatea electrodinamică (sau termică) nu afectează protecţia reţelei de medie tensiune, din care se alimentează staţia de încercări. Succesiunea unor operaţii efectuate de programator este dată în tabelul 14.5. La programarea operaţiilor se ţine seama de timpul propriu de acţionare al fiecărui aparat comandat. Un exemplu de schemă bloc a programatorului este dat în fig.14.46.

Tabelul 14.5

Unele operaţii efectuate de programator

Denumirea aparatului	Simbol (fig.14.43)	Capacitatea de rupere			Capacitatea de închidere		
		Starea iniţială	Starea finală	Ordinea	Starea iniţială	Starea finală	Ordinea
Întreruptorul de protecţie	D_3	I[1]	O[2]	4	I	O	3
Contactorul sincron	*CS*	O	I	2	I	I	—
Aparatul încercat	*X*	I	O	3	O	I	2
Osilograf catodic	*CO*	O	I, O	1,5	O	I, O	1,4

[1] Închis, baza de timp a *OC* blocată.
[2] Deschis, baza de timp declanşată.

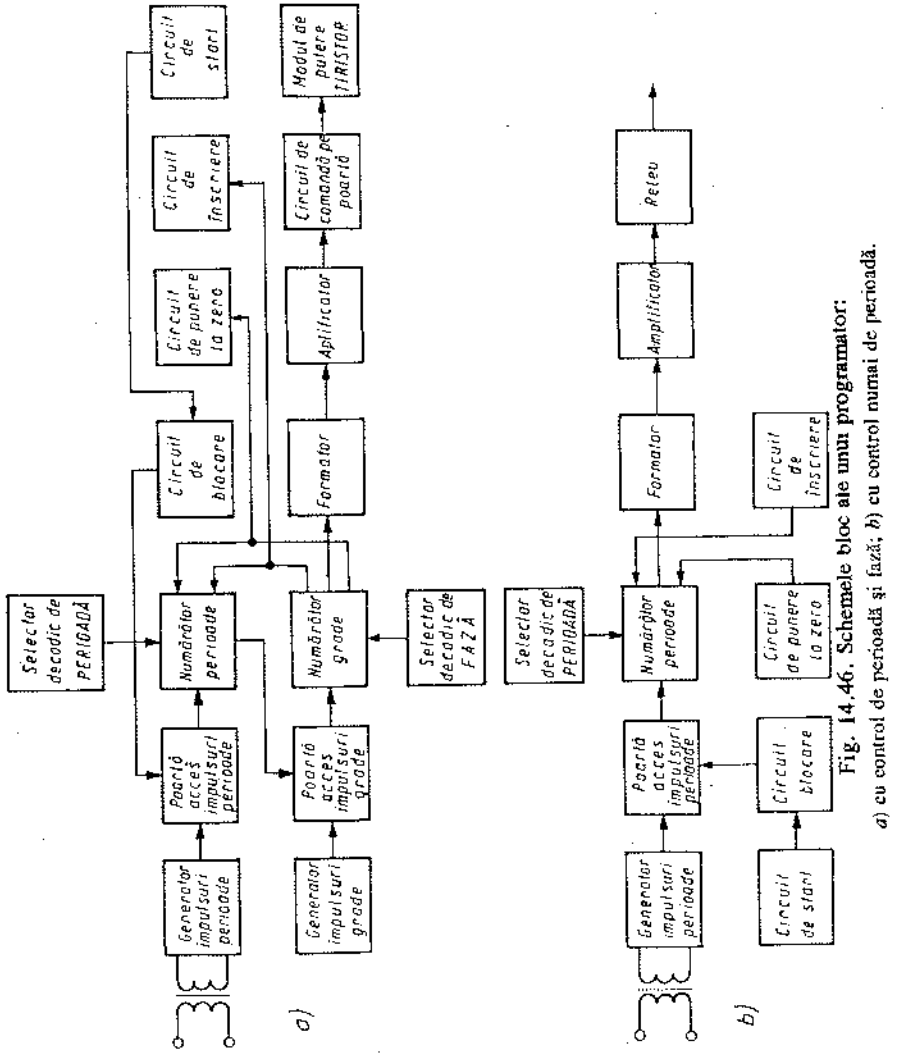


Fig. 14.46. Schemele bloc ale unui programator:
a) cu control de perioadă şi fază; *b*) cu control numai de perioadă.

Un programator este constituit din 10...15 canale, din care unele cu control de perioadă şi fază (fig.14.46,*a*), cu ajutorul cărora se comandă contactoarele sincrone şi aparatul care se încearcă, iar altele numai cu control de perioadă (fig.14.46,*b*), cu ajutorul cărora se comandă sistemele de înregistrare şi protecţie.

Modulele de putere comandă, prin descărcarea unui condensator într-un circuit cu tiristor, trecerea impulsului de curent în bobina de excitaţie *1c* a contactorului sincron din fig.14.45. Modulele cu relee comandă închiderea sau deschidera aparatului încercat, a întreruptoarelor de protecţie D_1,D_3 din fig.14.43, ca şi declanşarea şi oprirea bazei de timp a oscilografului.

Notă. Programul încercării se poate conduce şi cu ajutorul unui calculator prevăzut cu interfeţe corespunzătoare pentru a înmagazina programul de încercare, a realiza interblocajele necesare şi a transmite comenzi bobinelor de acţionare şi oscilografelor.

14.3.1.2. Încercări în curent continuu. În fig.14.43 se arată că de la sistemul de bare *II*, prin intermediul redresorului R_d, se obţine, în celula *A*, sursa de mare putere în curent continuu. Redresorul R_d este destinat a funcţiona în regim de scurtcircuit şi de aceea sunt necesare măsuri tehnice suplimentare pentru a asigura protecţia individuală a diodelor redresoare. În fig.14.47 este dată o schemă experimentală cu fiabilitate mare a redresorului şi modul de plasare a senzorilor necesari evaluării mărimilor electrice: curentul intens şi tensiunea de arc şi de restabilire. Protecţia generală împotriva supratensiunilor de comutaţie provenind din reţea este asigurată de modulul de protecţie *MP1*. În fig.14.48 sunt date schemele de principiu de conexiuni ale unui total de 20 diode pe fiecare braţ. Se are în vedere realizarea a două trepte de tensiuni şi curenţi şi anume:

a) *Modul serie* format din două grupe de cîte 10 diode (conectate în paralel) legate în serie, care asigură parametrii U = 1 000 V; I = 5 000 A, pe o durată de 1 secundă.

b) *Modul paralel* format din aşezarea celor două grupe de 10 diode (conectate în paralel) legate în paralel şi care asigură perfomanţele : U = 500 V; I = 10 000 A, pe o durată de 1 secundă.

Fiecare grupă de 10 diode dispune de o protecţie *RC* împotriva supratensiunilor de comutaţie interne. În serie cu fiecare diodă se află o siguranţă fuzibilă şi o rezistenţă suplimentară R_s = 0,8 Ω. Deşi această rezistenţă suplimentară provoacă o cădere de tensiune internă, prezenţa ei este necesară pentru a asigura o cât mai uniformă repartizare a curentului între diodele conectate în paralel.

Notă. În fig.14.47 contactorul sincron *CS* poate fi introdus fie pe partea de curent continuu (ca în figură) fie pe partea de curent alternativ, caz în care *CS* are trei poli. Pentru limitarea curentului de scurtcircuit, pe partea de curent continuu se introduce rezistenţa suplimentară *RS*. Absenţa acestei rezistenţe determină o constantă de timp mai mare, iar curentul redresat capătă alura din fig.14.49.

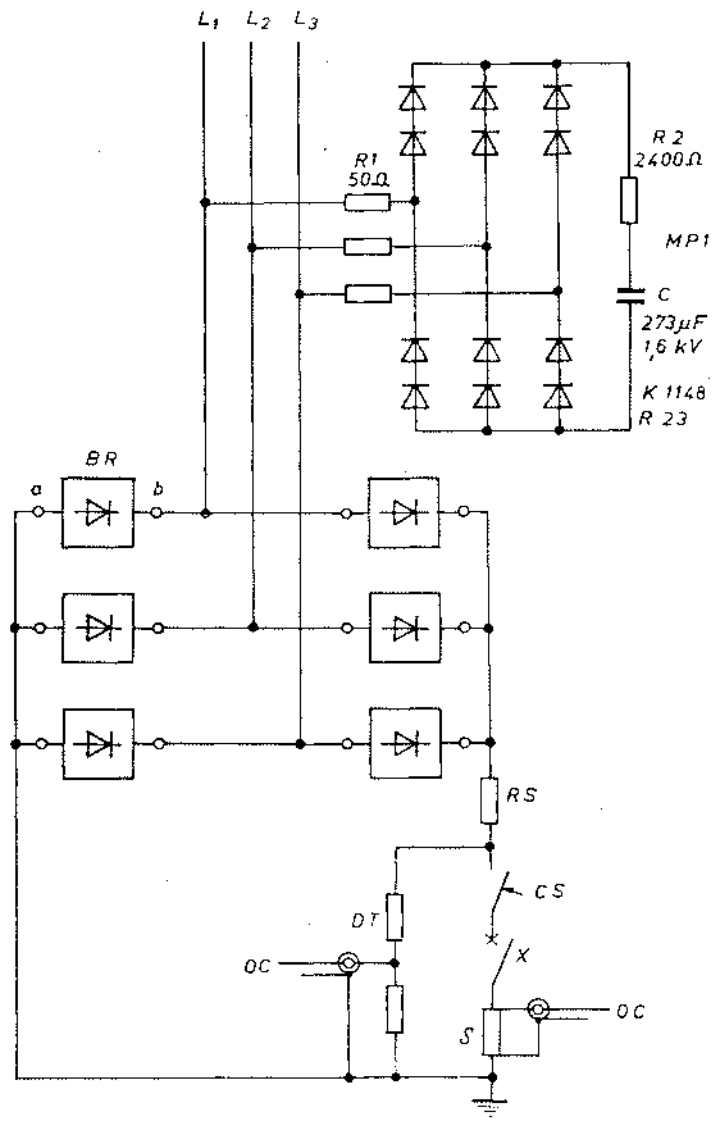


Fig. 14.47. Schema electrică a unei surse de curent continuu folosită la încercarea aparatelor electrice:

BR - braţ redresor; *Rs* - rezistenţă suplimentară; *CS* - contactor sincron; *S* - şunt coaxial; *DT* - divizor de tensiune; *MP1* - modul de protecţie general.

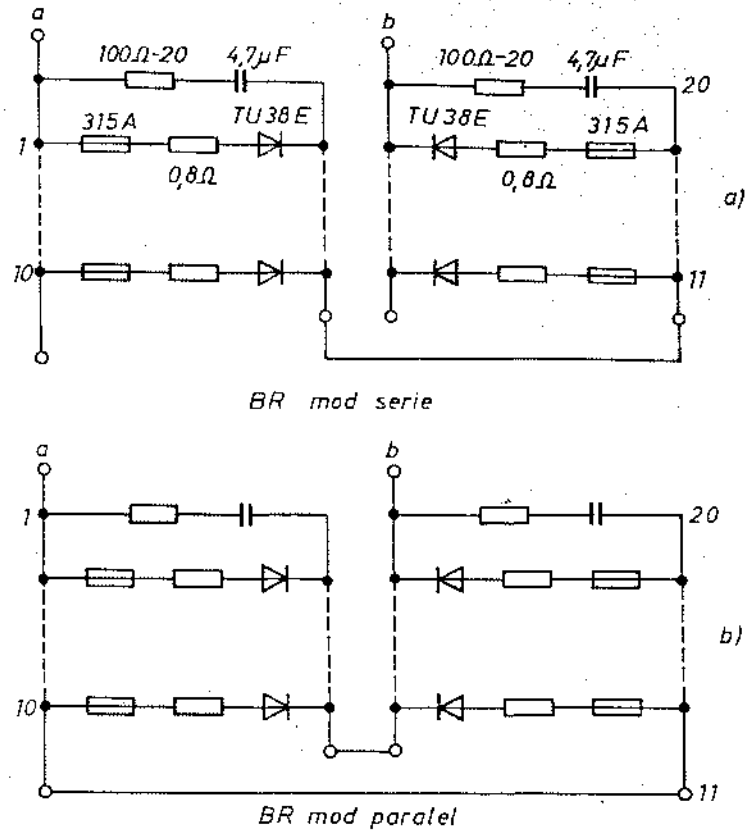


Fig. 14.48. Structura unui braţ al punţii redresoare:
a) două grupe de câte 10 diode în paralel conectate în serie; *b)* grupele conectate în paralel.

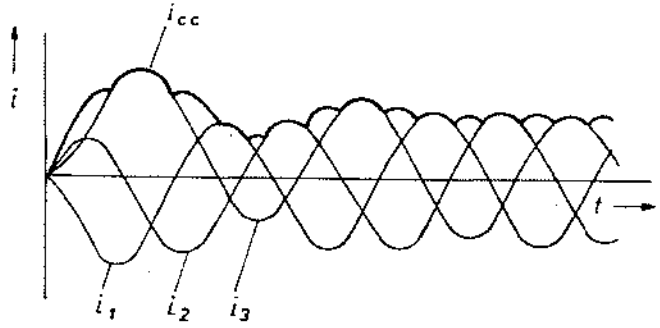


Fig. 14.49. Curentul redresat i_{cc} în cazul unei constante de timp $T = L/R$ de valoare mare.

14.3.2. Staţii de încercări directe pentru aparatele de înaltă tensiune

Puterea surselor de energie, necesară încercării întreruptoarelor de putere de înaltă tensiune la capacitatea de conectare, echivalează puterea de scurtcircuit în punctele din reţea în care sunt instalate aceste întreruptoare. Încercarea aparatelor de înaltă tensiune ridică aspecte economice importante în ce priveşte cheltuielile de investiţii în staţiile de încercări. De aceea, în funcţie de energiile necesare încercării se folosesc soluţii diferite. Astfel energia necesară încercării se poate extrage direct dintr-o singură sursă, sau această energie este preluată, în cazul staţiilor de încercări sintetice, din două sau trei surse de putere relativ mică.

Încercările directe se efectuează în două variante: cu preluarea energiei dintr-unul sau mai multe generatoare sincrone instalate în mod special într-o staţie de încercări, sau cu preluarea energiei dintr-o reţea de înaltă tensiune de 245...420 kV. În acest ultim caz schema electrică de principiu este similară schemei utilizată la încercarea aparatelor de joasă tensiune (fig.14.43).

14.3.2.1. Staţii cu generator sincron. Cu acest tip de staţie se pot executa încercări directe pînă la cel mult 3000...5000 MVA, putere de scurtcircuit simetrică. În etapa actuală, se consideră că nu este economic să se instaleze generatoare sincrone pentru a se obţine puteri de ruperi mai mari.

În adevăr, cu o staţie care poate dezvolta asemenea puteri de rupere, se pot încerca toate aparatele de medie tensiune (6...30 kV) şi unele aparatele de 110 kV. Pentru puteri de rupere mai mari, de 6 000...30 000 MVA şi la tensiuni de 245...765 kV, se utilizează economic staţiile de încercări indirecte.

În principiu, un generator sincron este antrenat de un motor de lansare până la o viteză apropiată de sincronism. Înainte de efectuarea unui scurtcircuit cu o durată controlată de 0,1...5 s, se deconctează de la reţea motorul de lansare. Energia necesară alimentării scurtcircuitului se obţine din energia cinetică acumulată în masele rotoarelor generatorului şi motorului de lansare. Pentru a dimensiona economic instalaţia, regimul de scurtcircuit are loc cu forţarea excitaţiei generatorului sincron. După eliminarea scurtcircuitului generatorul sincron este dezexcitat rapid, în scopul eliminării unei tensiuni anormale (ridicate) la bornele generatorului.

Schema electrică a unei staţii de încercări cu un generator, cu putere de tip de ordinul 70...200 MVA, este indicată în fig.14.50.

Comutatorul K_1 permite conectarea în serie sau paralel a înfăşurărilor pe fază ale generatorului sincron, iar comutatorul K_2 permite realizarea conexiunilor stea sau triunghi. Întreruptorul de protecţie *IP*, contactorul sincron *CS*, bobinele de limitare *L*, rezistenţele *R*, transformatoarele de măsură de curent *TC* sunt montate în serie cu o fază a generatorului, chiar dacă conexiunea la comutatorul K_2

SWITCH GEARS

At the fifth edition, the author dedicate two volumes of *switch gears* used in the area of large currents.

In the first volume the author introduce to the reader the work principles for the switch gears. Also are presented calculation used to the determination of the thermic, electrodynamic and dielectric stresses.

In the second volume are presented the principles of the design and build-up of high and low tension illustrative switch gears. Also are presented the laboratory test methods.

Contents of this, second, volume:

8. Classification of the switch gears according to the nominal tension.
9. Low tension switch gears.
10. High tension switch gears.
11. Metal closed installations.
12. Network - switch gears interaction.
13. Electromechanical corelation.
14. Test producers.

The book is intend for instruction of college and university students and of industrial laboratory staff engaged in this class of work.

The author, Prof.Dr.Doc.Ing. G.Hortopan, has had the advantage being professor at Polytehnic University of Bucharest and associated in many branches of electrical industry research.

Editată cu sprijinul Ministerului Cercetării şi Tehnologiei
– Colegiul Consultativ pentru Cercetare Ştiinţifică
şi Dezvoltare Tehnologică –

G. HORTOPAN

APARATE ELECTRICE DE COMUTAŢIE

Ediţia a V-a, resistematizată şi dezvoltată

Volumul II: Aplicaţii

EDITURA TEHNICĂ
Bucureşti - 1996

Copyright © 1996, Editura Tehnică
Toate drepturile rezervate

EDITURA TEHNICĂ
P-ţa Presei Libere 1
33 Bucureşti, ROMÂNIA
cod 79738

Tehnoredactare computerizată: **Andreea Onofrei**
Tehnoredactor: **Victoria Ungureanu**
Coperta: **Simona Dumitrescu**
Machetare ilustraţii: **Cristina Baciu**
Redactor: ing. **Mircea Grosu**

Bun de tipar: 08.11.1996 Coli de tipar: 27,75
C.Z.U. 621.316
ISBN 973-31-0535-X
ISBN 973-31-0528-7

Prefaţă

Acest volum, de aplicaţii, *urmează volumului I, de* principii. *Sunt tratate aparatele de comutaţie, departajate — conform recomandărilor Comisiei Electrotehnice Internaţionale — în aparate de joasă şi de înaltă tensiune. Instalaţiile capsulate, izolate cu aer la presiune normală şi cu cele izolate cu gazul SF_6 sub presiune mai mare decât aceea normală, sunt prezentate complementar având în vedere că temele cu specific termic şi electrodinamic au fost dezvoltate, în capitolele corespunzătoare, în volumul I. În capitolul destinat corelării electromecanice se explică cum parametrii mecanici ai aparatelor de comutaţie condiţionează performanţele electrice ale acestor aparate. În capitolul destinat încercărilor electrice se prezintă principalele scheme de încercări, mai ales schemele de încercări sintetice. Date de natură fizică, privind materialele folosite în construcţia de aparate electrice de comutaţie, au fost prezentate în vol.I, sub formă de tabele şi diagrame.*

AUTORUL

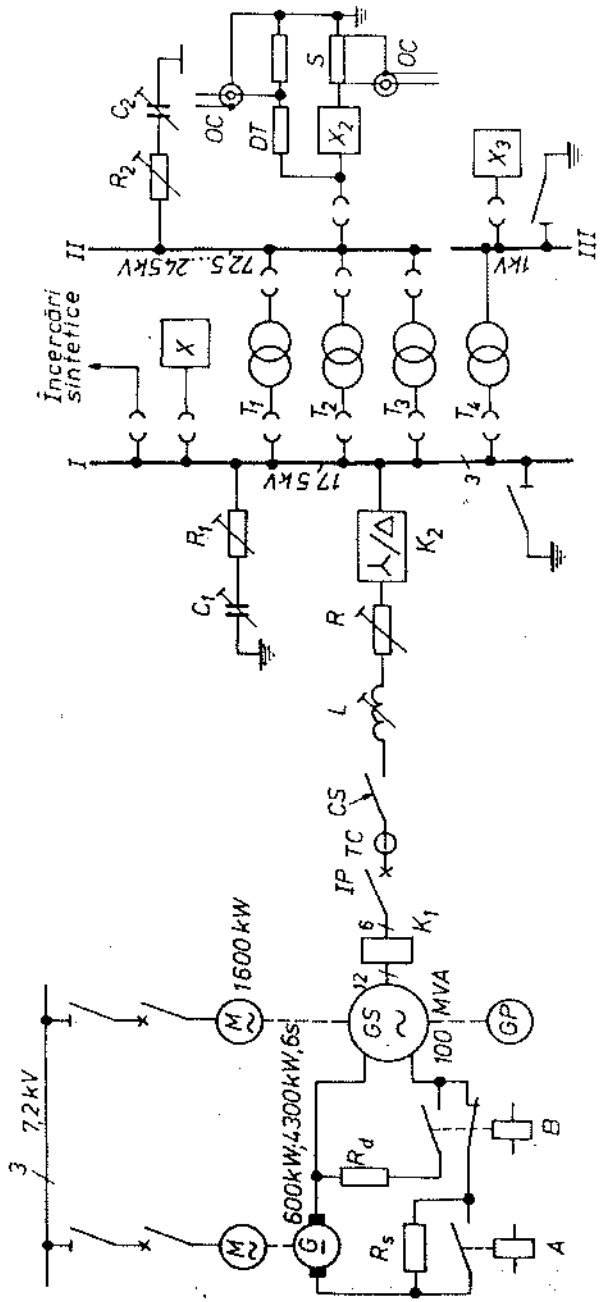


Fig. 14.50. Schema electrică de principiu a unei surse de putere cu generator sincron.
Explicații în text.

se realizează în triunghi. Această dispoziție permite ca dimensionarea aparatelor instalate între comutatoarele K_1 și K_2 să se realizeze la curentul pe fază și, în același timp, datorită faptului că un conductor de ducere este apropiat de altul de întoarcere, să se diminueze inductivitatea pe acest traseu.

Există sisteme de bare la care se pot conecta aparatele supuse încercărilor și anume:

* Sistemul *I*, cu celula X_1, pentru tensiuni nominale până la 12 kV.

* Sistemul *II*, cu introducerea transformatoarelor de adaptare până la tensiunea nominală 245 kV, cu celulă de încercare X_2.

* Sistemul *III*, pentru verificarea stabilității electrodinamice și termice prin intermediul transformatorului coborâtor T_4.

Dacă într-o stație de încercări directe există două sau mai multe generatoare sincrone, între barele *I* corespunzătoare se introduc bobine în vederea limitării curenților de circulație care apar la funcționarea în paralel.

Grupul R_1, C_1 oferă posibilitatea reglării parametrilor tensiunii de restabilire pe sistemul *I* de bare, iar grupul R_2, C_2 pe sistemul de bare *II*. Șuntul coaxial *S* și divizorul de tensiune *DT* sunt folosite ca senzori de mărimi electrice în vederea înregistrării acestora cu ajutorul unui osciograf catodic sau în vederea introducerii datelor într-un calculator de proces specializat.

14.3.2.2. Caracteristicile componentelor principale ale schemei sunt următoarele:

a) *Transformatoarele de adaptare* T_1, T_2, T_3 sunt de construcție monofazată cu puterea de tip 30...40 MVA și cu tensiunea de scurtcircuit mică 0,5...2%, astfel încât să prezinte o impedanță cît mai redusă. Înfășurarea secundară dispune de mai multe bobine (de exemplu patru) care pot fi conectate în serie sau în paralel. Transformatoarele monofazate pot fi și ele conectate în serie sau în paralel.

b) *Transformatorul de curent intens* T_4, în vederea verificării stabilității electrice și dinamice, livrează curenți pînă la 500 kA.

c) *Întreruptorul de putere IP* este de putere limită, cu aer comprimat de tipul celui descris în §10.2.5.

d) *Contactorul sincron CS* permite stabilirea scurtcircuitului cu o precizie de ± 1 grad electric. Pentru a efectua încercări cu un curent de scurtcircuit simetric se închid două faze simultan, iar a treia cu o întârziere de 90 grade electrice. Parametii uzuali ai contactorului sincron sunt: capacitatea de conectare 200...500 kA, tensiunea nominală 17,5 kV. În fig.14.51 este dată schița de contrucție a contactorului sincron AEG [14.1]. Pentru a reduce atât timpul propriu de acționare cât și dispersia aparatului, piesele de contact se află într-o incintă la presiunea de 16 bar, la o distanță de numai 25 mm. Construcția este monopolară. Este util ca polul care întrerupe ultimul să fie mereu schimbat pe altă fază, în scopul solicitării uniforme a fazelor generatorului sincron.

e) *Generatorul de scurtcircuit GS*. Acesta suferă solicitări electrodinamice repetate şi importante, deoarece se urmăreşte să se obţină curenţi de scurtcircuit cât mai intenşi cu o putere de tip a generatorului cît mai mică.

Generatorul cu doi poli, şi deci viteza de sincronism de 3 000 rot/min, la frecvenţa de 50 Hz, convine din punct de vedere al economicităţii construcţiei, deoarece are dimensiunile cele mai reduse şi transmite fundaţiei cel mai redus moment de răsturnare. Înfăşurarea statorică este construită din bare cu o izolaţie suficient de rigidă pentru a nu ceda la forţele electrodinamice. La un astfel de generator se renunţă şi la canalele de ventilaţie, în scopul eliminării unor goluri în care ar putea fi împins bobinajul statoric din cauza forţelor electrodinamice. Se poate deci considera că la un asemenea generator porţiunea de înfăşurare care se află în crestătură este suficient de bine rigidizată. În ce priveşte capetele bobinajului statoric din afara crestăturii, cum pasul polar la un generator de 70...100 MVA este de 1500...1600 mm, rezultă dificultăţi mari de natură constructivă în rigidizarea acestora. În afară de acestea, generatorul cu doi poli este nepotrivit pentru încercarea unui întreruptor după ciclul reanclanşării automate rapide. În adevăr, ciclul menţionat prevede o pauză de 0,3...0,4 s între o declanşare şi o anclanşare pe scurtcircuit, iar constantele de timp ale generatorului sincron cu doi poli sunt relativ reduse. Astfel, în concordanţă cu fig.2.6, care reprezintă curentul de scurtcircuit asimetric şi cu relaţia (2.25) din vol. 1 corespunzătoare, constantele de timp uzuale ale unui asemenea generator sincron sunt:

T_1 = 0,05...0,10 s, în regim subtranzitoriu;
T_2 = 0,6...2,0 s, în regim tranzitoriu;
T_0 = 0,06...0,25 s, pentru componenta aperiodică.

Se constată deci că după 0,4 s curentul de scurtcircuit se apropie, ca amplitudine a componentei alternative, de curentul de scurtcircuit permanent. De asemenea, componenta aperiodică este puternic amortizată. Ca urmare, parametrii curentului întrerupt după pauza de 0,4s sunt mult inferiori parametrilor curentului după prima întrerupere. Din această cauză, pentru a menţine un curent de scurtcircuit cu componentă alternativă de valoare efectivă practic constantă, în domeniul regimului tranzitoriu, se forţează excitaţia generatorului sincron, astfel încît raportul de forţare al excitaţiei k_{fe} să fie egal cu raportul între reactanţa sincronă şi cea tranzitorie, adică:

$$k_{fe} = \frac{R_1 + R_s}{R_1} = \frac{x_d}{x_d'} \qquad (14.42)$$

unde R_1 este rezistenţa înfăşurării de excitaţie, iar R_s este rezistenţa care se scurtcircuitează la forţarea excitaţiei. Acest considerent conduce la excitatoare foarte puternice, care produc o energie de forţare de 6...30 ori excitaţia de mers în gol.

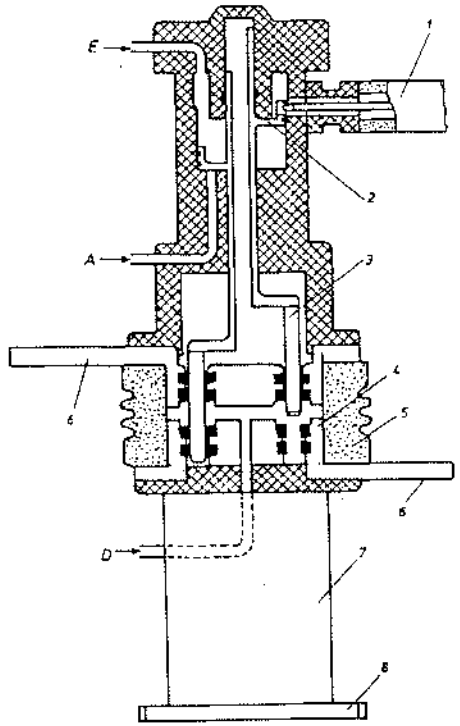


Fig. 14.51. Contactor sincron AEG de 500 kA; 17,5 kV:
1 - declanşator; *2* - piston; *3* - element mobil de contact; *4* - element fix de contact; *5* - izolator; *6* - borne; *7* - suport; *8* - placă de fixare; *E, A* - admisii de aer comprimat.

În fig.14.50 s-a indicat schema de principiu a excitaţiei generatorului sincron. Generatorul de curent continuu *G* alimentează înfăşurarea de excitaţie a generatorului sincron prin intermediul rezistenţei R_s. Pentru a forţa excitaţia, se scurtcircuitează rezistenţa R_s cu ajutorul contactorului *A*, iar pentru a dezexcita rapid generatorul sincron, contactorul *B* introduce rezistenţa R_d în paralel pe excitaţia generatorului sincron şi întrerupe circuitul de excitaţie. O variantă de excitaţie constă în deconectarea sursei de curent continuu şi scurtcircuitarea înfăşurării de excitaţie a generatorului.

Frânarea motorului, care antrenează generatorul sincron, se realizează prin alimentarea cu curent continuu şi închiderea circuitului rotoric pe rezistenţele de demaraj.

Generatorul cu poli aparenţi. Acest generator are o viteză de sincronism (spre exemplu 750 rot/min la un număr de opt poli) relativ mică şi ca urmare costurile ocazionate de fabricaţia şi instalarea sa sunt mai mari decât costurile corespunzătoare ale generatorului cu doi poli. Cu toate aceste inconveniente se preferă ca staţiile de încercări să fie echipate cu generatoare cu poli aparenţi şi

aceasta din două motive importante, şi anume:

* Pasul polar al bobinajului statoric este sensibil mai mic decât cel al generatorului cu doi poli şi ca urmare solidarizarea capetelor de bobină se poate realiza în condiţii mai bune.

* Constantele de timp ale generatorului sunt favorabile menţinerii unui curent de scurtcircuit, fără a se recurge la forţarea excitaţiei. În adevăr, la un asemenea generator se reglează excitaţia la mers în gol şi aceasta nu se mai modifică în momentul realizării scurtcircuitului. La un generator normal cu poli aparenţi constanta de timp T_2 a regimului tranzitoriu este de ordinul 2...5 s, faţă de 0,6 s la un generator cu doi poli.

Generatorul de scurtcircuit este un generator cu o construcţie specială, realizată în scopul obţinerii unui curent de scurtcircuit de valoare cât mai mare şi în ideea ca acesta să se amortizeze cât mai lent. Totodată generatorul trebuie să fie rezistent la solicitările electrodinamice.

Principalele măsuri ce se iau la realizarea generatorului sunt următoarele:

* Mărirea constantei de timp a înfăşurării de amortizare şi realizarea unui cuplaj mai strâns decât la maşinile normale, între înfăşurarea de amortizare şi de excitaţie ale statorului. Aceste cerinţe se realizează prin reducerea relativă a intrefierului, implantarea barelor de amortizare în poli aparenţi şi creşterea relativă a secţiunii barelor amortizoare.

* Realizarea unei înfăşurări într-un singur etaj în crestătură, în scopul unei mai bune consolidări a barelor în crestătură şi în afara crestăturii.

* Reducera valorii reactanţei tranzitorii, prin soluţii constructive potrivite ale crestăturii, polilor şi înfăşurării de amortizare, astfel ca fluxurile de dispersie ale acestora să fie minime.

* Realizarea a două înfăşurări statorice, care să se conecteza în serie sau în paralel în exteriorul generatorului.

f) *Generatorul pilot GP* este o maşină cu acelaşi număr de poli ca generatorul sincron *GS* şi este montată pe acelaşi ax cu acesta. Rolul funcţional al generatorului pilot *GP* este de a transmite semnale sincrone cu faza dorită a generatorului sincron *GS* în vederea automatizării procesului de încercare, care se realizează cu ajutorul unui programator cum este cel prezentat în fig.14.46 sau cu ajutorul unui calculator de proces specializat.

14.3.3. Staţii de încercări sintetice pentru aparatele de înaltă tensiune

O clasificare a încercărilor de comutaţie a întreruptoarelor de putere de înaltă tensiune este următoarea:

a) **Încercarea directă**. La efectuarea acestei încercări curentul de scurtcircuit şi tensiunea de restabilire provin din aceeaşi sursă, care poate fi un grup de generatoare sincrone, într-o staţie de încercări, sau o reţea electrică

puternică. Din punct de vedere practic, asemenea încercare este posibilă pentru întreruptoare cu tensiunea nominală de cel mult 35 kV şi capacitatea de rupere 40 kA sau de putere de rupere $S_r = \sqrt{3} I_r U_n = \sqrt{3} \cdot 40 \cdot 35 = 2425$ MVA. Această putere poate să fie furnizată de o staţie de încercări echipată cu două generatoare sincrone, fiecare cu puterea de tip de aproximativ 100 MVA.

b) **Încercarea indirectă sau pe elemente**. Această încercare se efectuează pentru un singur pol sau pentru un singur element (cameră de stingere) al unui pol, cu observaţia că se menţine valoarea capacităţii de rupere (10; 25; 31,5; 40; 50; 60 kA) şi că tensiunea de restabilire se reduce corespunzător numărului de elemente contactate în serie ţinând seama de factorul primului pol, adică de tensiunea de restabilire ce revine polului care întrerupe primul (vezi cap.2, vol.1).

c) **Încercarea sintetică**. Aceasta este încercarea la care curentul intens, stabilit sau întrerupt, provine dintr-o sursă de frecvenţă industrială, iar tensiunea tranzitorie de restabilire provine, în totalitate sau parţial, din alte surse (una sau mai multe). Acceptarea încercării sintetice se bazează pe observaţia fundamentală că tensiunea de restabilire şi curentul de scurtcircuit nu sunt fenomene simultane: *după întreruperea curentului de scurtcircuit apare tensiunea tranzitorie de restabilire*, la bornele întreruptorului. Încercarea sintetică se efectuează asupra unui pol, cel care întrerupe primul, sau asupra unui element al unui pol. Există tendinţa de a efectua încercări sintetice şi pentru un sistem tripolar. O staţie de încercări sintetice se justifică tehnic şi economic prin următoarele:

* Investiţiile într-o staţie de încercări directe ar trebui să echivaleze investiţiile în generatoare sincrone din reţea. Cheltuielile de investiţie într-o staţie de încercări sintetice se situează la 0,4...0,6 din cheltuielile ocazionate de o staţie de încercări directe.

* Încercările directe într-o reţea electrică puternică nu sunt acceptate deoarece producerea de scurtcircuite repetate este de natură să cauzeze inconveniente în ce priveşte stabilirea generatoarelor care alimentează reţeaua şi deci inconveniente în ce priveşte siguranţa în exploatare a reţelei electice.

Din punct de vedere practic, sursele actuale de curent din staţiile de încercări sintetice pot livra un curent intens de pînă la 60...80 kA, iar tensiunea de restabilire asigurată de sursa de tensiune corespunde tensiunii nominale de 245 kV, pentru polul care întrerupe primul. Utilizarea staţiilor de încercări sintetice s-a extins şi la tensiuni nominale mai mici (12 kV), dacă aceste staţii sunt destinate să verifice întreruptoare de putere în vid, avînd în vedere tensiunea de arc redusă (200 V) la întreruptorul în vid. În acest caz tensiunea sursei de curent poate fi de ordinul 1 500 V, iar sursa în sine poate fi un transformator de aproximativ 5 MVA sau o baterie de condensatoare care se descarcă.

14.3.3.1. Condiţii de echivalenţă. La aprecierea calitativă a unei scheme de încercări sintetice se face apel la unele mărimi de referinţă care apar în etapele:

a) de arc electric

b) de interacţiune între aparat şi reţea, etapă definită prin intervalul de cca

100 μs înainte şi după trecerea curentului prin valoarea zero,

c) de solicitare dielectrică, în prezenţa TTR, mărimi care urmează a se conserva ca la încercare directă [14.14].

Prezenţa arcului electric, în cazul unei încercări directe, modifică alura curentului electric (diferă de forma sinusoidală) şi influenţează energia dezvoltată în coloana arcului electric.

Curentul deformant şi energia arcului electric. În fig.14.52, *a* se prezintă schema electrică simplificată a unei reţele al cărui curent de scurtcircuit parcurge întreruptorul *K*, închis, iar în fig.14.52,*b* - schema electrică în prezenţa arcului electric, cu tensiunea u_a la bornele întreruptorului. Se urmăreşte a se analiza forma curentului din arc $i_a = i_2 - i_c$, unde i_2 este curentul livrat de sursă, iar i_c este curentul în condensatorul *C*.

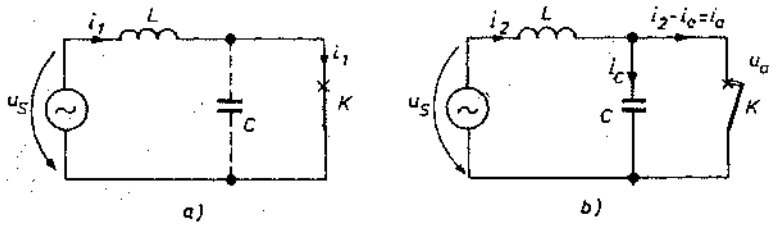


Fig. 14.52. Circuite de calcul pentru curentul deformant:
a) fără arc electric; *b)* cu arc electric.

În absenţa arcului electric, cu notaţiile din fig.14.52,*a*, ecuaţia circuitului este:

$$u_s = L\frac{di_1}{dt} \tag{14.43}$$

iar în prezenţa arcului electric, cu notaţiile din fig.14.52,*b*:

$$u_s = L\frac{di_2}{dt} + u_a \tag{14.44}$$

relaţii din care se obţine:

$$i_1 - i_2 = \frac{1}{L}\int_0^t u_a dt \tag{14.45}$$

Curentul din arcul electric, conform figurii 14.52,*b* este:

$$i_a = i_2 - i_c = i_1 - \frac{1}{L}\int_0^t u_a dt - C\frac{du_a}{dt} = i_1 - i_d \tag{14.46}$$

Expresia:

$$\frac{1}{T}\int_0^t u_a dt - C\frac{du_a}{dt} = i_d \tag{14.47}$$

se numeşte, conform Publicaţiei CEI 427 [14.14], *curent deformant* şi arată în ce măsură, în funcţie de acumulatoarele de energie *L* şi *C*, ca şi în funcţie de tensiunea de arc electric, curentul din arcul electric se abate de la forma curentului de scurtcircuit prezumat (de scurtcircuit metalic).

Curentul electric din arc este distorsionat, faţă de curentul prezumat, ca amplitudine, ca durată a unei alternanţe şi ca pantă la trecerea prin valoarea zero.

În camera de stingere, pe durata arcului electric, se dezvoltă energia $W_a = \int_0^{t_a} u_a i_a dt$. Aspectul calitativ al distorsionării curentului din arcul electric este dat de fig.14.53.

Aproximaţia 1: $u_a = U_a$. Se neglijează curentul i_c în raport cu curentul i_a şi în acest caz expresia curentului din arc devine:

$$i_a = i_1 - \frac{1}{L}\int_0^t u_a dt \tag{14.48}$$

iar expresia curentului deformat rezultă:

$$i_d = \frac{1}{L}\int_0^t u_a dt \tag{14.49}$$

Pentru tensiunea de arc constantă, adică $u_a = U_a$ şi $i_1 = \hat{I}_1 \sin\omega t$, expresia (14.48) se scrie:

$$i_a = \hat{I}_1 \sin\omega t - \frac{U_a}{L}t \tag{14.50}$$

Timpul t_m, la care are loc valoarea de vârf a curentului din arc, rezultă din relaţia (14.50):

$$t_m = \frac{1}{\omega}\arccos\frac{U_a}{\hat{U}_s} \tag{14.51}$$

Raportul $\hat{I}_a/\hat{I}$, cu observaţia $\hat{U}_s = L\omega\hat{I}_1$, are expresia:

$$\frac{\hat{I}_a}{\hat{I}_1} = \sin\omega t_m - \frac{U_a}{\hat{U}_s}\omega t_m \tag{14.52}$$

Momentul t_1 (vezi fig.14.53) al trecerii prin valoarea zero a curentului din arc este definit prin relaţia (14.50), în care : $i_a = 0$:

$$\sin\omega t_1 = \frac{U_a}{\hat{U}_s}\omega t_1 \tag{14.53}$$

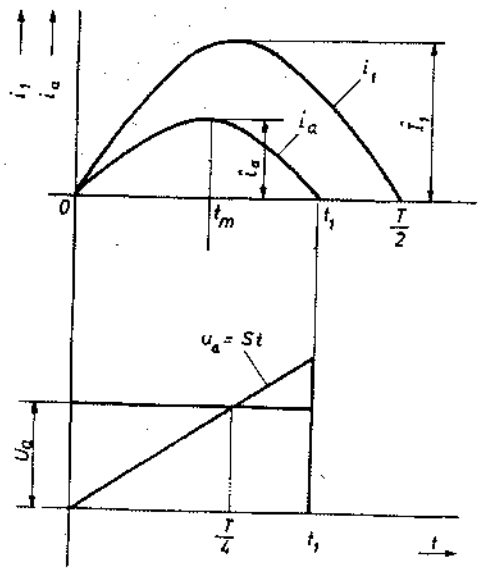


Fig. 14.53. Diagrame de curenţi şi tensiuni de arc:
i_1 - curentul prezumat; i_a - curentul în arcul electric; u_a - tensiunea de arc.

Panta curentului din arc la trecerea prin valoarea zero (momentul t_1) se obţine din (14.50):

$$\frac{di_a}{dt}\Big|_{t_1} = \omega \hat{I}_1 \cos \omega t_1 - \frac{U_a}{L} \tag{14.54}$$

relaţie în care $\cos \omega t_1 = \pm\sqrt{1 - \sin^2 \omega t_1}$ şi $\sin \omega t_1$ din relaţia (14.53). Rezultă:

$$\frac{di_a}{dt}\Big|_{t_1} = -\omega \hat{I}_1 \left[\sqrt{1 - \left(\frac{U_a}{\hat{U}_s}\omega t_1\right)^2} + \frac{U_a}{\hat{U}_s}\right] \tag{14.55}$$

Energia arcului electric, cu $u_a = U_a$, şi i_a dat de relaţia (14.50) devine:

$$W_a = \int_0^{t_1} \hat{u}_a i_a dt = \frac{U_a \hat{I}_1}{\omega}\left[1 - \cos \omega t_1 - \frac{U_a}{2\hat{U}_s}(\omega t_1)^2\right] \tag{14.56}$$

Aproximaţia 2: $u_a = S\,t$. Din relaţia (14.48), cu $i_1 = \hat{I}_1 \sin \omega t$ şi $u_a = St$, rezultă:

$$i_a = \hat{I}_1 \sin \omega t - \frac{St^2}{2L} \tag{14.57}$$

Timpul t_m se obţine din relaţia (14.57):

$$\cos \omega t_m = \frac{St_m}{\hat{U}_s} \tag{14.58}$$

Raportul $\hat{I}_a/\hat{I}$ se calculează din relaţia (14.57), în care $t = t_m$:

$$\frac{\hat{I}_a}{\hat{I}_1} = \sin \omega t_m - \frac{S\omega t_m^2}{2\hat{U}_s} \tag{14.59}$$

Momentul t_1, de trecere a curentului i_a prin valoarea zero, se obţine din relaţia (14.57):

$$\sin \omega t_1 = \frac{S\omega t_1^2}{2\hat{U}_s} \tag{14.60}$$

Panta curentului din arcul electric, în momentul t_1, se calculează din relaţia (14.57);

$$\frac{di_a}{dt}\Big|_{t_1} = \omega \hat{I}_1 \cos \omega t_1 - \frac{St_1}{L} \tag{14.61}$$

cu $\cos \omega t_1 = \pm\sqrt{1 - \sin^2 \omega t_1}$ şi $\sin \omega t_1$ din relaţia (14.60).
Se obţine astfel:

$$\frac{di_a}{dt}\Big|_{t_1} = -\omega \hat{I}_1 \left[\sqrt{1 - \frac{S^2\omega^2 t_1^4}{4\hat{U}_s^2}} - \frac{St_1}{\hat{U}_s}\right] \tag{14.62}$$

Energia arcului electric, cu i_a din relaţia (14.57) şi $u = S\,t$, este:

$$W_a = \frac{S\hat{I}_1}{\omega^2}\left[\sin \omega t_1 - \omega t_1 \cos \omega t_1 - \frac{S(\omega t_1)^4}{8\hat{U}_s \omega}\right] \tag{14.63}$$

Pe baza relaţiilor (14.43).... (14.63) se stabilesc următoarele condiţii de echivalenţă:

a) Conservarea pantei curentului la trecerea acestuia prin valoarea zero.

b) Conservarea energiei arcului electric:

$$W_a = \int_0^{t_a} u_a i_a dt \tag{14.64}$$

c) Componentele de curent continuu şi alternativ se conservă ca la încercarea directă, conform publicaţiei CEI, 56 [14.15]. În ce priveşte forma tensiunii tranzitorii de restabilire echivalenţa se referă la următoarele criterii:

d) Metoda celor doi parametri, fig.14.37,

e) Metoda celor patru parametri, fig 14.38,

f) Defectul în linie, fig.14.54,*a*

g) Forma iniţială (TTRI), fig.14.54,*b*, tabelul 14.4

h) Tensiunea de restabilire să urmeze fără pauză trecerea curentului prin valoarea zero.

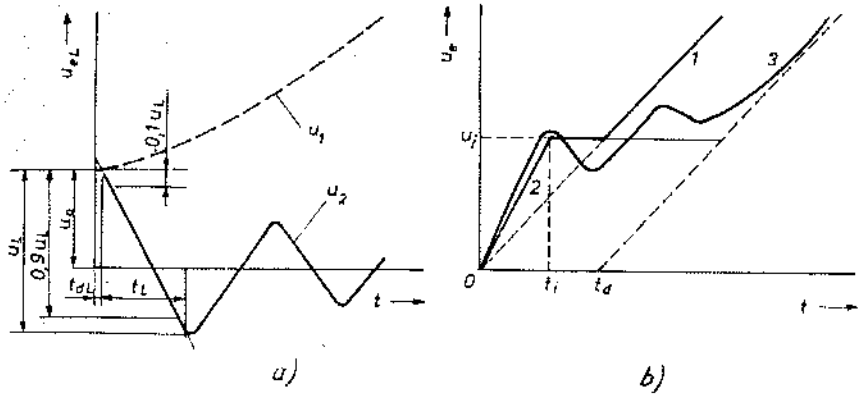


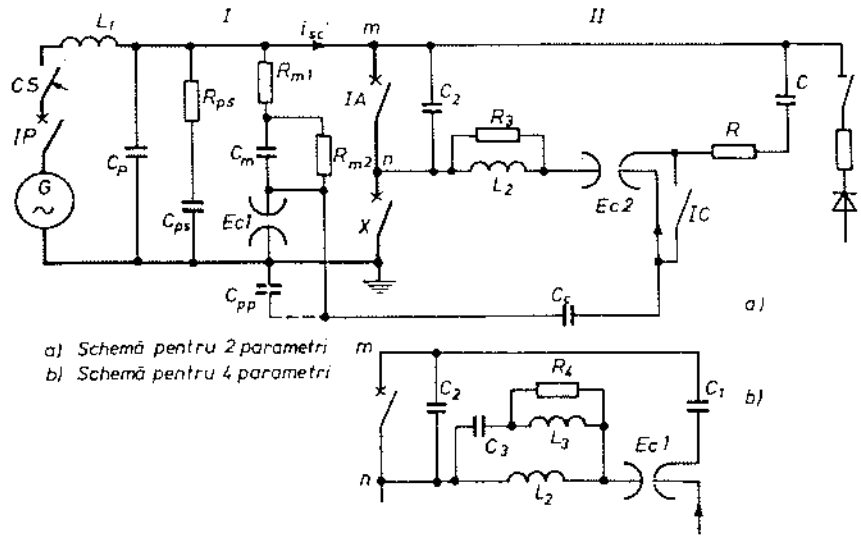
Fig. 14.54. Forme suplimentare ale tensiunii tranzitorii de restabilire:
a) la defectul în linie; *b)* forma inițială a TTR în apropierea sistemelor de bare, după CEI, publicația 56.

Pe durata primei oscilații a tensiunii tranzitorii de restabilire poate apare și un curent postarc. Acesta trebuie reprodus și la o încercare sintetică. În acest sens acumulatorul de energie de tip capacitiv, existent la o încercare directă, urmează a fi reprodus și la o încercare sintetică.

Notă. Încercarea sintetică, după cum se va observa, este o încercare nedistructivă și ca urmare este deosebit de folosită în lucrările de cercetare și dezvoltare de camere de stingere perfecționate.

14.3.3.2. Variante de bază ale schemelor de încercări sintetice. Există două variante de bază ale numeroaselor scheme de încercări sintetice, și anume:

a) **Schema cu injecție de tensiune**, ca în fig.14.55 și cu diagrama mărimilor tranzitorii în fig.14.56. În fig.14.55 circuitul de curent intens *I* este trasat cu linie mai groasă. Întreruptoarele, auxiliar *IA* și cel care se verifică *X*, deconectează sincron. După trecerea prin zero a curentului de scurtcircuit i_{sc} tensiunea de restabilire apare la bornele întreruptoarelor *IA* și *X*. Din cauza capacității C_2, conectată la bornele întreruptorului auxiliar *IA*, tensiunea de restabilire apare aproape în întregime la bornele întreruptorului încercat *X*. În apropierea vârfului tensiunii de restabilire în circuitul de curent intens, autoamorsează eclatorul *Ec1* și astfel se transmite prin intermediul condensatorului de cuplaj C_c comanda de amorsare a eclatorului *Ec2*. Acesta face posibilă descărcarea oscilantă a condensatorului C_1, încărcat în prealabil, în circuitul *II*. La bornele condensatorului C_2, și deci la bornele întreruptorului auxiliar, se injectează o tensiune de restabilire, care se înseriază în punctul *m* cu tensiunea de restabilire a circuitului de curent intens.



a) Schemă pentru 2 parametri
b) Schemă pentru 4 parametri

Fig. 14.55. Schemă de încercări sintetice cu injecție de tensiune pe întreruptorul auxiliar:
IP - întreruptor de protecție; *CS* - contactor sincron; *IA* - întreruptor auxiliar; *X* - întreruptor încercat; *Ec1* - eclator senzor de tensiune; *Ec2* - eclator pentru injecția tensiunii.

Notă. Rezistența $R_m = R_{m1} + R_{m2}$ și capacitatea parazită C_{pp} determină constanta de timp $\tau = R_m C_{pp}$, care limitează panta tensiunii de restabilire în circuitul de curent intens.

În fig.14.56 s-au trasat calitativ diagramele de formare a tensiunii de restabilire, ca și forma finală a acesteia. Durata t_i marchează întârzierea apariției tensiunii injectate. Metoda injecției de tensiune are semnificație numai dacă tensiunea sursei de curent este relativ mare (20...30 kV), astfel încât să contribuie semnificativ la formarea tensiunii de restabilire [14.19].

b) **Schema cu injecție de curent** pe întreruptorul încercat. În fig.14.57,*a* este dată o schemă electrică simplificată. Circuitul de curent intens *I*, trasat cu linie mai groasă, este parcurs de curentul de scurtcircuit i_{sc}, după închiderea contactorului sincron *CS* în momentul t_{cs}. Întreruptorul auxiliar *IA* și cel care se încarcă *X* se deschid simultan în momentul $t_{A,X}$. În momentul t_0 se amorsează eclatorul cu trigger E_a și se inițiază astfel curentul de injecție i_1, care se închide prin întreruptorul încercat *X*. Arcul electric în întreruptorul auxiliar *IA* se stinge în momentul t_1 al trecerii curentului i_{sc} prin valoarea zero. Arcul electric în întreruptorul încercat *X* se stinge în momentul t_2 la trecerea curentului injectat i_1 prin valoarea zero; intervalul $t_1 \ldots t_2$ este de 1/8...3/8 din perioada curentului

injectat. Acest interval de timp este necesar refacerii rigidității dielectrice în întreruptorul auxiliar *IA*, astfel ca la apariția tensiunii tranzitorii de restabilire sursa de curent intens să fie izolată de sursa de tensiune. Curentul i_1 se injectează aproximativ cu 15 grade electrice înainte de trecerea curentului i_{sc} prin valoarea zero. Senzorul de mărime corespunzător este transformatorul de curent T_c, care transmite un semnal electric convertorului electrooptic *CEO* aflat la potențialul solului. Acest convertor transmite un semnal optic convertorului optoelectric *COE*, cu scopul amorsării eclatorului E_a. Pentru a menține panta curentului injectat i_1 la aceeași valoare cu panta de scurtcircuit i_{sc}, cum frecvența curentului injectat i_1 este de aproximativ de zece ori mai mare ($\approx$500 Hz) decât frecvența curentului de scurtcircuit i_{sc}, rezultă că amplitudinea curentului injectat este practic de zece ori mai mică decât amplitudinea curentului de scurtcircuit.

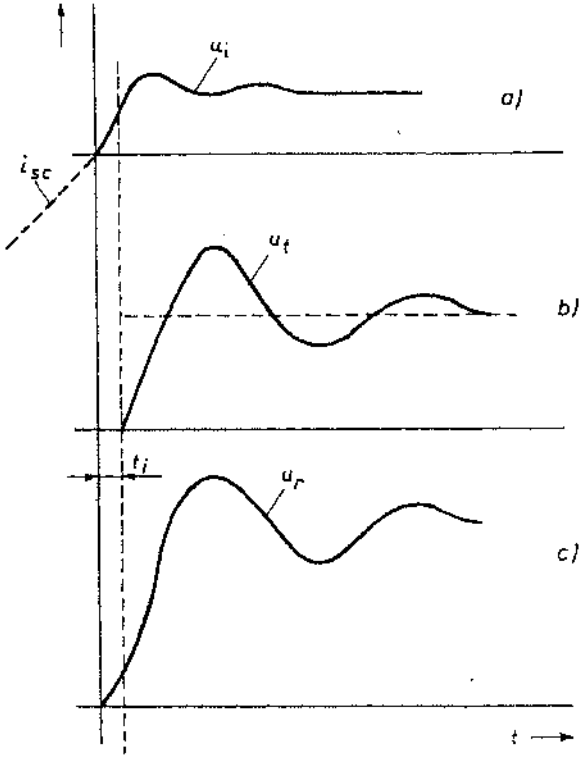
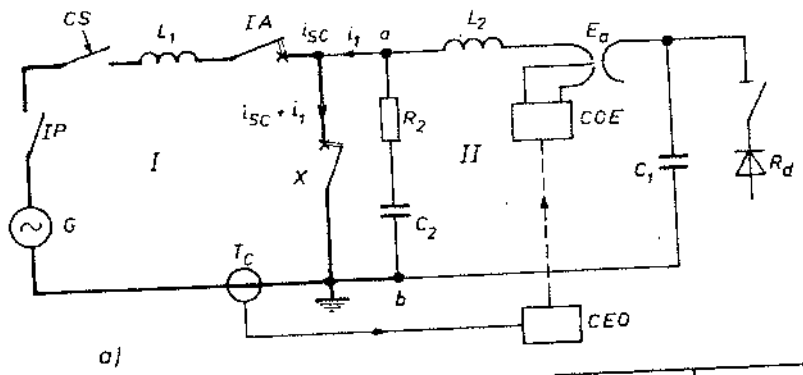


Fig. 14.56. Diagrame de curent și tensiune:
a) tensiunea de restabilire în circuitul de curent intens; *b)* tensiunea de restabilire injectată; *c)* tensiunea de restabilire rezultantă.

Prin descărcarea oscilant amortizată a condensatorului C_1, în prealabil încărcat cu ajutorul redresorului R_d, în circuitul *II* se generează:



Momentul	Operația
t_{CS}	închide CS
$t_{A,X}$	deschide IA și X
t_0	amorsează E_a
t_1	întrerupe IA
t_2	întrerupe X

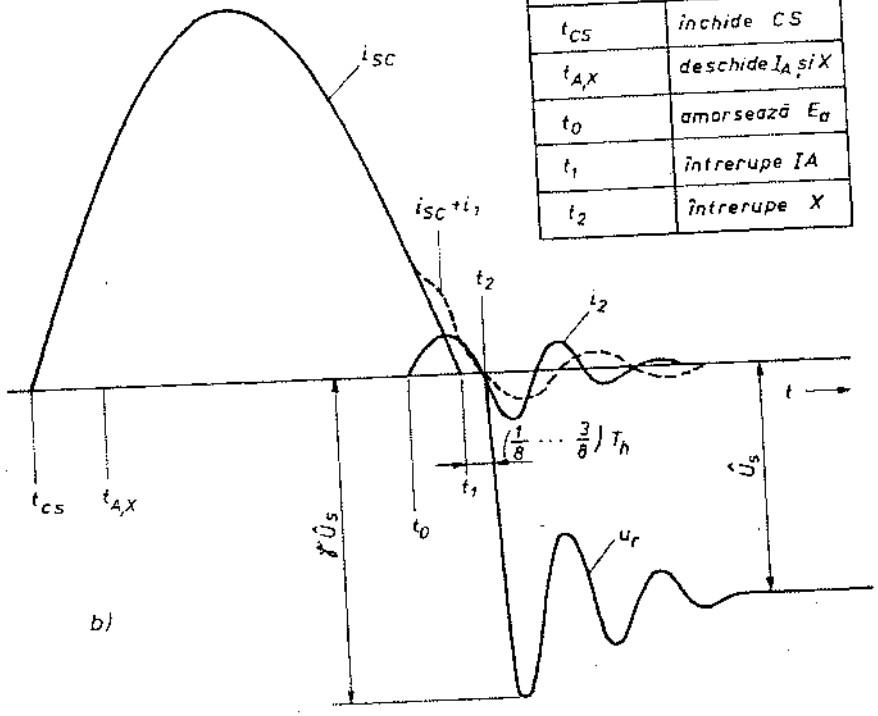


Fig. 14.57. Schema electrică simplificată pentru încercarea sintetică cu injecție de curent pe întreruptorul încercat:
a) schema de principiu; *b)* diagramele mărimilor electrice.

* *curentul de injecție* i_1, sub forma unui puls în intervalul $t_0 \ldots t_2$;

* *tensiunea oscilantă de restabilire* u_r între punctele *a* și *b* adică la bornele întreruptorului *X*, care se încarcă.

Notă.

a) Frecvența curentului i_2 care determină formarea tensiunii tranzitorii de restabilire este mai mare decât frecvența curentului i_1, pentru că cele două condensatoare C_1 și C_2 sunt, acum, conectate în serie;

b) Potențialul eclatorului E_a este înalt față de pământ și de aceea comanda de amorsare se efectuează prin semnal optic și nu direct printr-un semnal galvanic.

c) Dacă întreruperea nu este reușită curentul i_1 continuă (punctat în fig.14.57) până la amortizarea lui totală.

d) Încercarea sintetică este nedistructivă, chiar dacă este nereușită, pentru că amplitudinea curentului de injecție i_1 este redusă în comparație cu amplitudinea curentului de scurtcircuit.

e) În momentul t_2 de trecere a curentului de injecție i_1 prin valoarea zero, polaritatea de încărcare a condensatorului C_1 s-a inversat în raport cu polaritatea în momentul t_0 de inițiere a descărcării.

Principalele mărimi electrice în schema cu injecție de curent, numită și schema Weil-Dobke [14.51], se cuantifică după cum urmează:

Curentul de injecție i_1. În fig.14.58,*a* se prezintă schema electrică, valabilă pe durata conducției electrice prin intermediul arcului electic în întreruptorul *X* care se încearcă și cu ajutorul căreia se calculează curentul de injecție i_1. Se face abstracție de ramura schemei desenate punctat, care conține rezistența R_2 și capacitatea C_2, deoarece impedanța corespunzătoare arcului electric în întreruptor este mult mai mică decît impedanța ramurii desenate punctat. R_1 este rezistența electrică echivalentă a întregului circuit și este repartizată în bobina de inductivitate L_2 și în conductoarele de legătură.

După amorsarea sincronă a eclatorului E_a, ecuația circuitului se scrie:

$$U - \frac{1}{C_1}\int_0^t i_1 \mathrm{d}t = R_1 i_1 + L_2 \frac{\mathrm{d}i_1}{\mathrm{d}t} + U_a \qquad (14.65)$$

unde U_a este tensiunea arcului electric în întreruptorul *X*, tensiune admisă de valoarea constantă. Cu notațiile:

$$\delta_1 = \frac{R_1}{2L_2}\,;\quad \omega_{01}^2 = \frac{1}{L_2 C_1}\,;\quad \omega_{e1} = \sqrt{\omega_{01}^2 - \delta_1^2}$$

rezultă soluția :

$$i_1 = \frac{U - U_a}{\omega_{e1} L_2}\, \mathrm{e}^{-\delta_1 t} \sin \omega_{e1} t \qquad (14.66)$$

adică un curent sinusoidal amortizat.

Panta curentului i_1 *la trecerea prin valoarea zero.* Aceasta se calculeaza

derivând expresia (14.66) și înlocuind în expresia derivatei $t = \pi/\omega_{e1}$. Se obține astfel :

$$\left(\frac{\mathrm{d}i_1}{\mathrm{d}t}\right)_{t=\pi/\omega_{e1}} = -\frac{U}{L_2}\left(1 - \frac{U_a}{U}\right)\mathrm{e}^{-\delta_1 \pi/\omega_{e1}} \qquad (14.67)$$

După cum rezultă din relația (14.67) panta curentului i_1 este dependentă de tensiunea de arc U_a. Această tensiune este relativ mare (de câteva zeci de kV) la un întreruptor cu ulei puțin și sensibil mai redusă la întreruptoarele cu SF_6 și în vid.

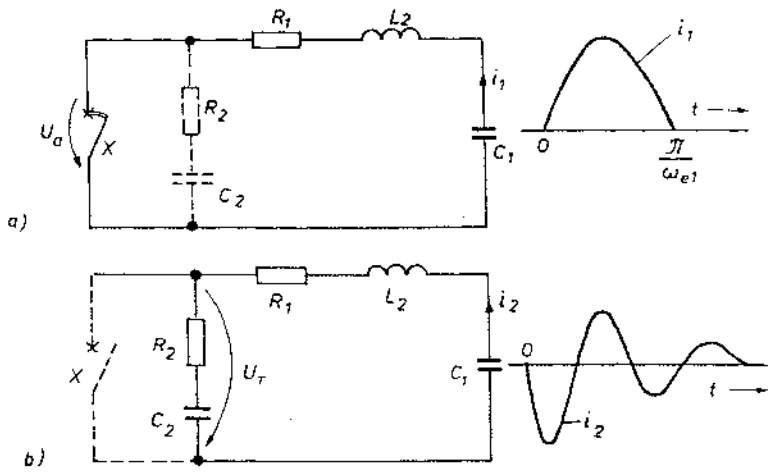


Fig. 14.58. Curenții în circuitul II:
a) curentul de injecție i_1; *b)* curentul i_2 de formare a tensiunii de restabilire.

Tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare C_1. Pentru a obține valoarea acestei tensiuni există două criterii:

* Criteriul echivalării tensiunii continue în momentul $t = \pi/\omega_{e1}$ cu valoarea instantanee a tensiunii alternative la o încercare directă. Tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare C_1 se calculează pe baza schemei din fig.14.58, *a* și cu ajutorul expresiei curentului i_1 injectat, din relația (14.66). În adevăr, după trecerea timpului $t = \pi/\omega_{e1}$ tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare C_1 este:

$$U_1 = U - \frac{1}{C_1}\int_0^{\frac{\pi}{\omega_{e1}}} i_1 \mathrm{d}t = U - \frac{U - U_a}{C_1 L_2 \omega_{e1}} \int_0^{\frac{\pi}{\omega_{e1}}} \mathrm{e}^{-\delta_1 t} \sin \omega_{e1} t \, \mathrm{d}t \qquad (14.68)$$

După efectuarea operațiilor, rezultă:

$$U_1 = -(U - U_a)\,e^{-\delta_1 \frac{\pi}{\omega_{e1}}} + U_a \qquad (14.69)$$

În această relaţie, dacă R_1 tinde către zero, rezultă că $\delta_1 = 0$ şi $\omega_{e1} = \omega_0$, iar tensiunea de încărcare are ca expresie:

$$U_1 = -U + 2U_a \qquad (14.70)$$

În fig.14.59 s-a reprezentat grafic curentul de injecţie i_1 şi tensiunea u_{c1} la bornele bateriei de condensatoare C_1, în intervalul de timp 0 şi π/ω_{e1}. Din relaţia (14.70) rezultă că, dacă tensiunea arcului electric ar fi nulă, tensiunea de încărcare la $t = \pi/\omega_{e1}$ ar fi $-U$, adică egală, dar de polaritate inversă cu tensiunea iniţială U.

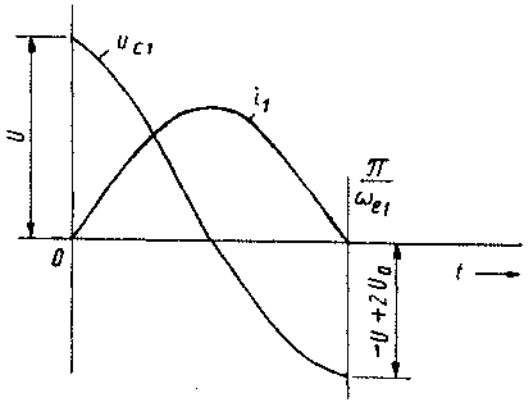


Fig. 14.59. Curentul de injecţie i_1 şi tensiunea u_{c1} la bornele condensatorului C_1.

După criteriul menţionat anterior şi ţinând seamă de relaţia (14.69), se scrie:

$$-(U - U_a)\,e^{-\delta_1 \frac{\pi}{\omega_{e1}}} + U_a = (u_s)_{isc=0} \qquad (14.71)$$

unde $(u_s)_{isc=0}$ reprezintă tensiunea sursei de curent alternativ la încercarea directă, în momentul trecerii curentului de scurtcircuit prin valoarea zero. De aici rezultă valoarea tensiunii de încărcare a bateriei de condensatoare C_1:

$$U = -(u_s)_{isc=0} \cdot e^{\delta_1 \frac{\pi}{\omega_{e1}}} + U_a\left(1 + e^{\delta_1 \frac{\pi}{\omega_{e1}}}\right)$$

Pentru cazurile practice valoarea instantanee a tensiunii sursei de curent alternativ, când curentul de scurtcircuit trece prin valoarea zero, este tensiunea de vârf $-\hat{U}_s$ la frecvenţa industrială. Semnul minus în faţa valorii de vârf s-a luat pentru a ţine cont că şi tensiunea de încărcare a bateriei are semnul minus în raport cu tensiunea iniţială U, care s-a luat cu semnul plus. Cu aceste observaţii, din ecuaţia precedentă se obţine valoarea tensiunii de încărcare:

$$U = \hat{U}_s\, e^{\delta_1 \frac{\pi}{\omega_{e1}}} + U_a\left(1 + e^{\delta_1 \frac{\pi}{\omega_{e1}}}\right) \qquad (14.72)$$

Deci tensiunea iniţială de încărcare a bateriei de condensatoare C_1 depăşeşte sensibil valoarea de vârf a tensiunii alternative.

Deoarece încercarea sintetică este monofazată, se reproduce încercarea polului care întrerupe primul într-o reţea trifazată reală, şi deci:

$$\hat{U}_s = \frac{1{,}5\,U_n\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \qquad (14.73)$$

unde U_n este tensiunea nominală a reţelei.

* *Criteriul conservării pantei curentului de scurtcircuit şi a impedanţei.* După acest criteriu, impedanţa văzută de la bornele întreruptorului X trebuie să se conserve atât la încercarea directă, cât şi la cea sintetică. Astfel, în circuitul de încercări sintetice, inductivitatea L_2 se consideră aceeaşi cu inductivitatea care determină curentul de scurtcircuit, la tensiunea alternativă de valoare de vârf $\hat{U}$. În fig.14.60 s-au reprezentat diagrama curentului prezumat i_{scp}, care ar trece prin circuitul serie (cu rezistenţa R_1 şi inductivitatea L_2) în absenţa arcului electric şi cu condiţia ca scurtcircuitul să se producă la trecerea prin zero a curentului prezumat, astfel ca să se elimine componenta aperiodică a curentului. Diagrama curentului i_{sc} în prezenţa tensiunii U_a a arcului electric, s-a desenat cu linie îngroşată. Originea timpului s-a luat momentul separării pieselor de contact şi deci al apariţiei arcului electric.

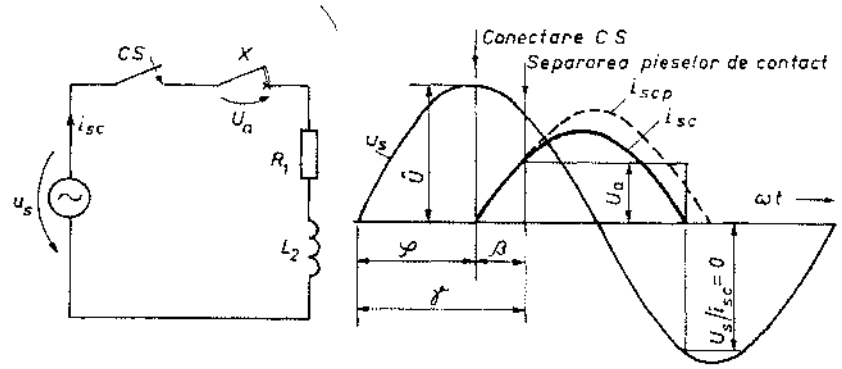


Fig. 14.60. Relativ al conservarea curentului de scurtcircuit şi menţinerea impedanţei de sarcină.

Teorema a doua a lui Kirchhoff, aplicată circuitului din fig.14.60 după apariţia arcului electric, conduce la ecuaţia diferenţială:

$$\hat{U}_s \sin(\omega t + \varphi + \beta) = R_1 i_{sc} + L_2 \frac{di_{sc}}{dt} + U_a \qquad (14.74)$$

a cărei soluţie este:

$$i_{sc} = \frac{\hat{U}_s}{\sqrt{R_1^2 + L_2^2\omega^2}} \sin(\omega t + \beta) - \frac{U_a}{R_1}(1 - e^{-\frac{t}{T}}) \qquad (14.75)$$

unde $T = L_2/R_1$. Într-un circuit de încercări, defazajul între tensiune şi curent este aproape de $\pi/2$, astfel încât se poate scrie:

$$\sqrt{R_1^2 + L_2^2\omega^2} \approx L_2\omega;\ \operatorname{tg}\varphi \approx \frac{1}{\cos\varphi};\ \frac{1}{T} \approx \omega\cos\varphi$$

Relaţia (14.75) se transformă în:

$$i_{sc} = \frac{\hat{U}_s}{L_2\omega} \sin(\omega t + \beta) - \frac{U_a}{\hat{U}_s\cos\varphi}(1 - e^{-\omega t\cos\varphi}) \qquad (14.76)$$

Curentul de scurtcircuit i_{sc} va trece prin valoarea zero în momentul t_1 (vezi fig.14.57). Panta curentului i_{sc} în acest moment este:

$$\left|\frac{di_{sc}}{dt}\right|_{t=t_1} = \frac{\hat{U}_s}{L_2\omega}\left[\cos(\omega t_1 + \beta) - \frac{U_a}{\hat{U}_s} e^{-\omega t_1\cos\varphi}\right] \qquad (14.77)$$

Condiţia de echivalenţă:

$$\left|\frac{di_{sc}}{dt}\right|_{t=t_1} = \left|\frac{di_1}{dt}\right|_{t=\frac{\pi}{\omega_{e1}}}$$

cu utilizarea relaţiilor (14.67) şi (14.77), conduce la valoarea tensiunii de încărcare a bateriei de condensatoare C_1:

$$U = -\hat{U}_s\cos(\omega t_1 + \beta)\, e^{\delta\frac{\pi}{\omega_{e1}}} + \hat{U}_a\left[1 + \exp\left(\delta\frac{\pi}{\omega_{e1}} - \omega t_1\cos\varphi\right)\right] \qquad (14.78)$$

Observaţii. Primul termen al exppresiei (14.78) este pozitiv, deoarece $\omega t_1 + \beta > \pi/2$. Relaţiile (14.72) şi (14.78) au aceeaşi structură, iar calculele numerice conduc practic la aceleaşi rezultate. La scrierea relaţiei (14.74) s-a admis că tensiunea arcului electric rămâne aceeiaşi atât în cazul încercării directe, cât şi în cazul încercării sintetice.

Tensiunea de restabilire. Expresia acestei tensiuni se obţine ţinând seama de criteriul echivalenţei ca, în momentul trecerii prin valoarea zero a curentului de injecţie i_1, tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare C_2 să fie egală cu valoarea de vârf $-\hat{U}_s$ a tensiunii alternative la o încercare directă. Pentru scrierea ecuaţiei diferenţiale se foloseşte circuitul din fig.14.58, *b* şi se admite că, la momentul $t = \pi/\omega_{e1}$, capacitatea C_2 a rămas încărcată la tensiunea arcului electric U_a, iar căderea de tensiune în rezistenţa R_2 este nulă. În aceste condiţii, ecuaţia de funcţionare este:

$$-\hat{U}_s - \frac{1}{C_1}\int_0^t i_2 dt = (R_1 + R_2)\, i_2 + L_2\frac{di_2}{dt} + U_a + \frac{1}{C_2}\int_0^t i_2 dt \qquad (14.79)$$

cu soluţia:

$$i_2 = -\frac{\hat{U}_s + U_a}{\omega_{e2}L_2} e^{-\delta_2 t}\sin\omega_{e2}t \qquad (14.80)$$

şi cu notaţiile:

$$\left.\begin{aligned} \omega_{e2} &= \sqrt{\omega_\omega^2 - \delta_2^2} \\ \omega_\omega^2 &= \frac{1}{L_2C} \\ C &= \frac{C_1C_2}{C_1 + C_2} \\ \delta_2 &= \frac{R_1 + R_2}{2L_2} \end{aligned}\right\} \qquad (14.81)$$

Expresia tensiunii de restabilire se obţine prin însumarea căderilor de tensiune la bornele rezistenţei R_2 şi condensatorului C_2, cu condiţia iniţială $(u_{c2})_{t=0} = U_a$, adică:

$$u_r = R_2 i_2 + U_a + \frac{1}{C_2}\int_0^t i_2 dt \qquad (14.82)$$

Ţinând seama de expresia curentului i_2, din relaţia (14.80) se obţine:

$$u_r = U_a - k(\hat{U}_s + U_a)\left\{1 - e^{-\delta_2 t}\left[\cos\omega_{e2}t + \left(1 - \frac{2R_2}{k(R_1 + R_2)}\right)\frac{\delta_2}{\omega_{e2}}\sin\omega_{e2}t\right]\right\} \qquad (14.83)$$

unde

$$k = \frac{C_1}{C_1 + C_2} \qquad (14.84)$$

Observaţii. Pulsaţia ω_{e2} este sensibil mai mare decât pulsaţia reţelei de curent alternativ şi de aceea, în relaţia (14.79), s-a admis, în primă aproximaţie, că oscilaţia tensiunii de restabilire se va face în jurul valorii de vârf $-\hat{U}_s$.

Eficienţa schemei Weil-Dobke. Solicitările la care este supus întreruptorul, la încercarea sintetică, trebuie să fie identice cu solicitările ocazionate de încercarea directă. Intervalul de timp scurs între momentul separării contactelor şi dispariţia fenomenelor tranzitorii poate fi împărţit în trei etape.

Etapa 1, este numită *etapa de curent*, caracterizată prin energia dezvoltată de arc $W_a = \int_0^t u \cdot i\, dt$. În ambele situaţii (încercări directe şi încercări sintetice) această energie trebuie măsurată; ea constitue solicitatrea termică a camerei de stingere şi durează din momentul separaţie pieselor de contact până în momentul apariţiei etepei a 2-a, de interacţiune.

Etapa 2, numită de *interacţiune*, începe cu aproximativ 100 μs înainte de trecerea curentului prin zero şi se termină în momentul în care arcul şi-a pierdut conductivitatea, deci cuprinde perioada de injecţie de curent din circuitul de

tensiune. În această etapă, deoarece nu se cunoaşte perfect comportarea arcului electric la trecerea curentului prin zero, caracteristicile circuitelor de încercări sintetice trebuie să rămână identice cu cele ale circuitelor de încercări directe.

Etapa 3, numită *dielectrică*, apare după etapa 2 şi se caracterizează printr-o solicitare pur dielectrică, datorită tensiunii de restabilire.

Observaţie. În etapa 2 poate apărea o reamorsare termică a arcului electric, în timp ce în etapa 3 poate apărea o amorsare dielectrică. În acest ultim caz, sursa de tensiune poate avea o impedanţă internă mai mare decât în cazul încercării directe.

Comportarea schemei Weil în etapa de interacţiune. După cum s-a notat, în etapa de interacţiune parametrii curentului injectat sunt determinaţi. Panta la trecerea prin zero trebuie să fie respectată, iar frcvenţa nu trebuie să fie mai mică, pentru a nu cauza o deformaţie inadmisibilă a curentului de scurtcircuit. Frecvenţe cuprinse între 200 şi 1000 Hz sunt acceptabile. Dacă se neglijează amortizarea, pulsaţiile proprii sunt:

a) la încercările directe

$$\omega_{ed} \approx 1/\sqrt{L_d C_d} \tag{14.85}$$

unde L_d şi C_d sunt inductivitatea şi capacitatea în circuitul de încercare directă;

b) la încercările sintetice

$$\omega_{es} \approx 1\Big/\sqrt{\frac{L_2 C_2}{1 + C_2/C_1}} \tag{14.86}$$

cu notaţiile din fig.14.57

În cazul încercării sintetice, tensiunea de restabilire oscilează în jurul valorii de vârf $\hat{U}_s$ a tensiunii sursei la încercarea directă:

$$\hat{U}_s = U_2 = U\frac{C_1}{C_1 + C_2} = U\frac{1}{1 + C_2/C_1} \tag{14.87}$$

unde U este tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare C_1. Rezultă deci că, faţă de tensiunea de încărcare U, tensiunea la bornele aparatului diminuează cu factorul:

$$k = \frac{1}{1 + C_2/C_1} \tag{14.88}$$

iar pentru a menţine tensiunea $U_2 = \hat{U}_s$ la bornele aparatului încercat, tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare C_1 va fi:

$$U = \hat{U}_s(1 + C_2/C_1) \tag{14.89}$$

Echivalenţa pantelor curenţilor la trecerea prin valoarea zero. În cazul încercării directe, curentul de scurtcircuit este de forma $i_{sc} = \hat{I}\sin\omega t$ cu panta:

$$\frac{di_{sc}}{dt} = -\omega\hat{I} = -\omega\frac{\hat{U}_s}{\omega L_d} = -\frac{\hat{U}_s}{L_d} \tag{14.90}$$

În cazul încercării sintetice, panta curentului i_1, din relaţia (14.66) cu $\delta \to 0$,

este:

$$\frac{di_1}{dt} = -\frac{U}{L_2} = -\frac{\hat{U}_s(1 + C_2/C_1)}{L_2} \tag{14.91}$$

Din condiţia de echivalenţă a pantelor curenţilor i_{sc} şi i_1 rezultă valoarea inductivităţii din circuitul de încercări sintetice:

$$L_2 = L_d(1 + C_2/C_1) \tag{14.92}$$

Condiţia ca pulsaţiile tensiunilor de restabilire la încercarea directă şi cea sintetică să fie egale, este:

$$\frac{1}{L_d C_d} = \frac{1 + C_2/C_1}{L_2 C_2}$$

care, introdusă în relaţia (14.92), conduce la valoarea capacităţii C_2:

$$C_2 = C_d \tag{14.93}$$

Raportul C_2/C_1. Frecvenţa curentului de injecţie este $f_s = 1/(2\pi\sqrt{L_2 C_1})$, iar frecvenţa tensiunii oscilante de restabilire este $f_r = 1\Big/\left(2\pi\sqrt{L_2\frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2}}\right)$. Se poate calcula raportul:

$$\left(\frac{f_s}{f_r}\right)^2 = \frac{1}{1 + C_1/C_2} \tag{14.94}$$

de unde rezultă:

$$\frac{C_2}{C_1} = \frac{1}{(f_r/f_s)^2 - 1} \tag{14.95}$$

La *frecvenţe mari de oscilaţie* ale tensiunii de restabilire $f_r/f_s >> 1$ şi $C_2/C_1 << 1$. În acest caz, după cum arată relaţia (14.92), inductivitatea din circuitul de încercări sintetice este egală cu inductivitatea din circuitul de încercări directe, adică $L_2 = L_d$.

La *frecvenţe mici de oscilaţie*, care constituie cazul reţelelor de foarte înaltă tensiune (440 kV.... 765 kV), se constată o scădere sensibilă a tensiunii $\hat{U}_2$ în raport cu tensiunea de încărcare U. Pentru a menţine tensiunea U_2 la valoarea $\hat{U}_s$, este necesar ca C_1 să fie încărcat la o tensiune foarte mare, sau C_1 să aibă valori foarte mari. Ambele soluţii sunt neeconomice. Se observă că $C_2 = C_d$ şi că valoarea capacităţii C_2 nu poate fi modificată.

14.3.3.2. Compensarea pierderii de tensiune. După amortizarea oscilaţiilor la o încercare sintetică, tensiunea de restabilire ar trebui să ajungă la valoarea de vârf a tensiunii sursei. Pentru $t \to \infty$ din relaţia (14.83) se obţine:

$$u_r = -k\hat{U}_s + U_a(1 + k) \tag{14.96}$$

Tensiunea de încărcare a condensatorului C_1 este dată de relaţia (14.71), care pentru $\delta \to 0$ şi $U_a \to 0$ devine:

$$U = -\hat{U}_s \tag{14.97}$$

Diferența între relațiile (14.97) și (14.96), în care $U_a \to 0$ reprezintă pierderea de tensiune:

$$\Delta U = \hat{U}_s (1 - k) \tag{14.98}$$

Din relațiile (14.88) și (14.94) rezultă valoarea:

$$k = 1 - \left(\frac{f_s}{f_r}\right)^2 \tag{14.99}$$

Ca urmare pierderea de tensiune (14.98) se poate evalua cu valoarea aproximativă:

$$\Delta U = \hat{U}_s \left(\frac{f_s}{f_r}\right)^2 \quad \text{sau} \quad \Delta U\% = 100 \left(\frac{f_s}{f_r}\right)^2 \tag{14.100}$$

și deci este proporțională cu valoarea de vârf a tensiunii sursei și raportul frecvenței curentului de injecție către frecvența rețelei la pătrat. Pentru tensiuni $\hat{U}_s$ mari convine ca f_s să fie mai mic (de exemplu 300 Hz), dar acest lucru implică o capacitate mare pentru C_1 ș.a.m.d.

În fig.14.61 este prezentată o schemă [14.35,14.36] cu următoarele facilități:

* Se obțin două pulsuri de curent intens;

* Se compensează pierderea de tensiune de restabilire cu ajutorul unui circuit separat.

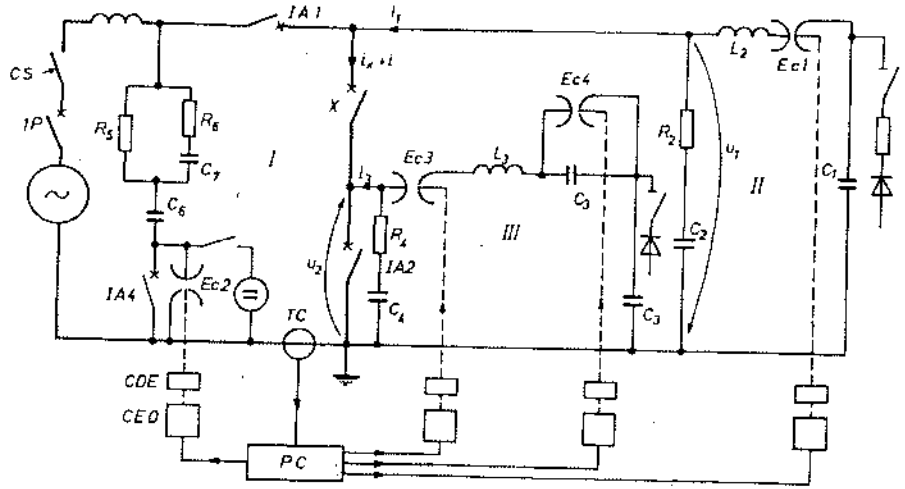


Fig. 14.61. Schema electrică a cascadei Weil - Dobke cu compensarea căderii de tensiune și două pulsuri de curent intens:
PC - programator; *CEO* - convertor electrooptic la potențialul pământului;
COE - convertor optoelectric la potențialul înalt.

a) *Circuitul I de curent intens.* Acest circuit este completat de un circuit auxiliar pentru prelungirea duratei de ardere cu încă o semiperioadă (puls). Sursa de energie este condensatorul C_6. Înainte de trecerea curentului de scurtcircuit prin valoarea zero se amorsează eclatorul *Ec2*, iar condensatorul C_6 se descarcă producând un curent de impuls aperiodic de polaritate opusă curentului de scurtcircuit, dar de amplitudine sensibil mai mică (de exemplu 0,5 kA).

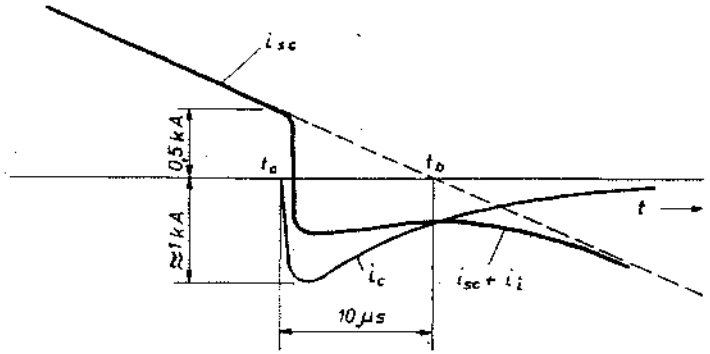


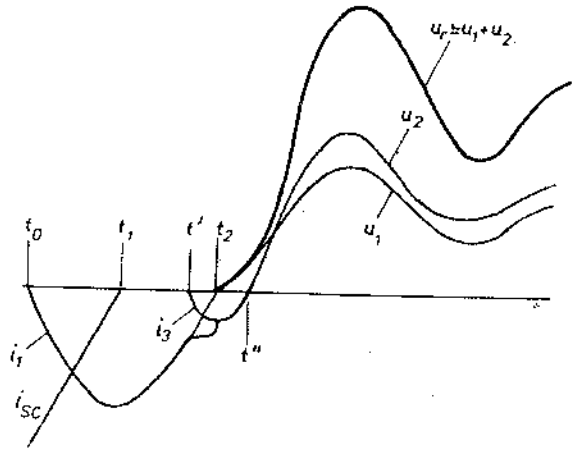
Fig. 14.62. Diagrame la schimbarea de pantă a curentului de scurtcircuit: i_{sc} - curentul intens; i_i - curentul de impuls.

Acest curent se însumează cu curentul de scurtcircuit și determină o schimbare rapidă a polarității acestuia. După reaprinderea arcului electric (în cea de-a doua semiperioadă), eclatorul *Ec2* este șuntat de întreruptorul auxiliar *IA4*, astfel că în circuit rămâne ansamblul *R5, R6, C7*, care determină parametrii convenabili pentru tensiunea tranzitorie de restabilire la bornele întreruptorului auxiliar *IA1* (frecvență proprie redusă, pantă mică). În fig.14.62 este prezentată, calitativ, diagrama modificării de pantă a curentului de scurtcircuit în vederea asigurării reaprinderii arcului electric în semiperioada a doua. Curentul de impuls i_1 are o valoare de vârf aproximativ de două ori mai mare decât valoarea instantanee a curentului de scurtcircuit.

Circuitul II. Acesta furnizează curentul de injecție i_1 și tensiunea parțială u_1 de restabilire, ca în fig.14.63.

Circuitul III. Acesta produce curentul de injecție i_3 și tensiunea parțială de restabilire u_2, ca în fig.14.63. Întreruptorul *IA2* fiind deschis, prin amorsarea eclatorului *Ec3* se injectează curentul i_3. Se urmărește astfel ca trecerea prin zero a acestui curent să fie întârziată cu aproximativ 100 μs față de trecerea prin zero a curentului i_1, astfel ca tensiunea auxiliară u_2 să apară după încetarea etapei de interacțiune aparat-rețea. Sursa de energie este condensatorul C_3. În momentul t'', când i_3 a ajuns la zero și tensiunea la bornele condensatorului s-a inversat ca polaritate, se amorsează eclatorul *Ec4*, care determină o descărcare oscilantă în circuitul C_3, L_3, R_4, C_4. În acest moment prin întreruptorul *IA2* nu mai circulă curent, iar tensiunea u_2, obținută la bornele ansamblului R_4C_4 se însumează cu tensiunea u_1, obținută la bornele ansamblului R_2C_2. Un programator central

primește un semnal ferm de inițiere a comenzilor de la transformatorul de curent *TC* (fig.14.61). La potențialul solului se află convertoarele electro-optice *CEO*, iar la potențial înaltă se află convertoarele optoelectrice *COE*. Condensatorul C_6 de 12 μF este încărcat la 25 kV [14.35]. În fig.14.63 sunt prezentate calitativ mărimile electrice, la valoarea instantanee, generate pentru formarea tensiunii tranzitorii rezultante $u_r = u_1 + u_2$.



t_0	*iniziere* i_1
t_1	*zero* i_{sc}
t	*zero* i_1
t'	*inițiere* i_3
t''	*zero* i_3

Fig. 14.63. Diagrame de tensiune și curent la compensarea TTR.

14.3.3.3. Schemă pentru tensiunea tranzitorie de restabilire cu patru parametri. În fig.14.64 se prezintă o variantă [14.35] a circuitului *II*, care produce curentul de injecție i_1 și tensiunea tranzitorie de restabilire.

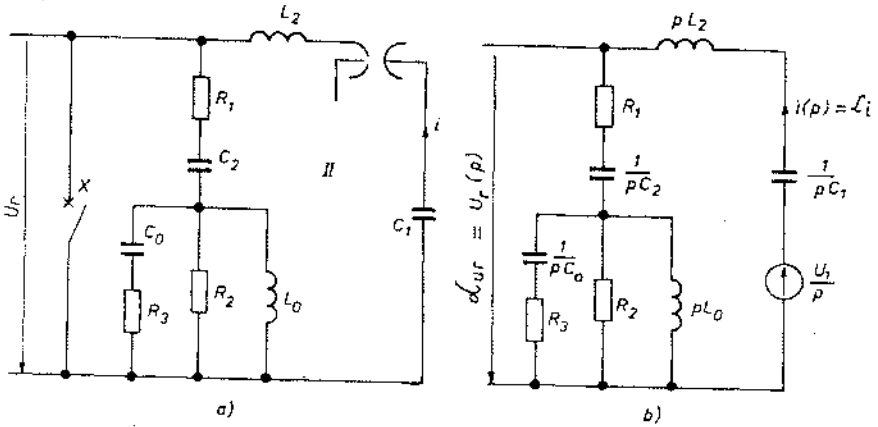


Fig. 14.64. Circuitul Schörs pentru TTR cu patru parametri:
a) schema în original; *b)* schema în imagine.

Circuitul de tensiune are două frecvențe, și anume o frecvență mai joasă determinată de C_1, C_4, L_2, R_1, și circuitul de frecvență mai înaltă determinată de C_0, R_3, R_2, L_0. Considerațiile de dimensionare pentru circuitul de frecvență mai joasă sunt următoarele:

a) Inductivitatea L_2 se conservă la încercarea directă, deci:

$$L_2 = \frac{U_n}{\sqrt{3}\, I_{sc}\, \omega} \tag{14.101}$$

b) Capacitatea C_1 rezultă din impunerea frecvenței f_i a curentului de injecție:

$$C_1 = \frac{1}{4\pi^2 f_i^2 L_2} \tag{14.102}$$

c) Tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare se determină în funcție de tensiunea la frecvența industrială pentru polul care întrerupe primul, și care este:

$$U_1 = \hat{U}_s = k\frac{\sqrt{U_n}}{\sqrt{3}} \tag{14.103}$$

și unde $k = 1{,}3.....1{,}5$ este factorul primului pol. Rezultă tensiunea de încărcare a condensatorului C_1:

$$U_{c1} = U_1 + 2U_a \tag{14.104}$$

unde U_a este tensiunea de arc electric.

Din lucrarea de sinteza rețelei, a lui Schörs [14.45], rezultă datele suplimentare ale circuitului, și anume:

$$\left.\begin{aligned} C_2 &= 0{,}12\frac{t_2^2}{L_2};\quad C_0 = \frac{C_2}{3} \\ L_0 &= 0{,}68L_2;\quad R_2 = 7{,}8\frac{L_2}{t_2} \\ R_1 &= 0{,}1\frac{L_2}{t_2};\quad R_3 = 2{,}95\frac{L_2}{t_2} \end{aligned}\right\} \tag{14.105}$$

unde t_2 este durata din matricea de definire a TTR cu patru parametri din fig.14.38. Datele din relațiile (14.101)... (14.105) se referă la schema de încercări sintetice cu injecție de curent pe întreruptorul care se încearcă. Pentru schema cu injecție de tensiune circuitul corespunzător este dat de fig.14.55. În laboratoarele EdF și VUSE se folosesc scheme similare [14.33] cu ajutorul cărora se modelează și forma inițială a tensiunii tranzitorii de restabilire (TTRI).

14.3.3.4. Defectul în linie. În fig.14.65 este prezentată o schemă electrică pentru încercarea întreruptoarelor la defectul în linie, având ca structură de bază principiul injecției de curent pe întreruptorul care se încearcă. Între inductivitatea L_2 și întreruptorul *X*, care se încearcă se introduce o linie artificială formată din *n* cuadripoli. Considerațiile pentru dimensionarea liniei artificiale sunt următoarele:

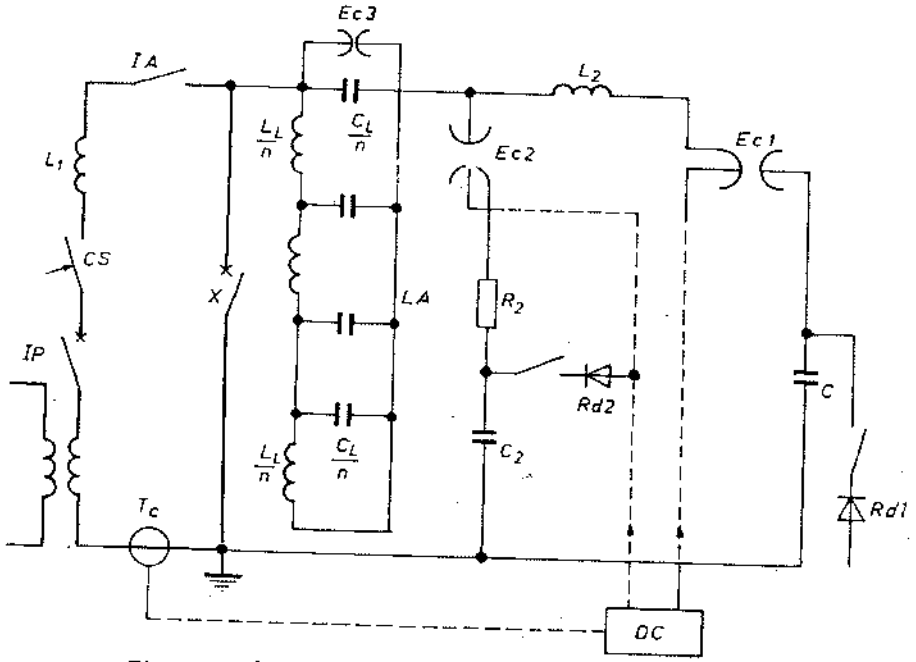


Fig. 14.65. Schema de încercări sintetice pentru defectul în linie.

Curentul de scurtcircuit la bornele întreruptorului este de forma:

$$I_{sc} = \frac{U_n}{\sqrt{3}\omega L_R} \tag{14.106}$$

cu notaţiile: U_n - tensiunea nominală a reţelei şi L_R - inductivitatea pe fază. În cazul defectului în linie intensitatea curentului este:

$$I_{dL} = \frac{U_n}{\sqrt{3}\omega (L_R + L_0 l)} = \frac{U_n}{\sqrt{3}\omega (L_R + L_L)} \tag{14.107}$$

unde $L_L = L_0 l$ este inductivitatea liniei scurtcircuitate. Din relaţiile (14.106) şi (14.107) se obţine:

$$L_L = \frac{U_n(1-\alpha)}{\sqrt{3}\omega\, \alpha I_{sc}} \tag{14.108}$$

unde $\alpha = I_{dL}/I_{sc} = 0{,}9$ sau 0,7, conform publicaţiei CEI nr. 56 [14.15]. Din expresia impedanţei caracteristice $Z_c = \sqrt{L_0/C_0}$ se obţine capacitatea liniei scurtcircuitate:

$$C_L = \frac{L_L}{Z_c^2} \tag{14.109}$$

Numărul de cuadripoli este aproximativ n = 7...10 [14.34], fiecare cuadripol având inductivitatea L_L/n şi capacitatea C_L/n.

Tensiunea tranzitorie de restabilire poate fi distorsionată datorită lipsei de sarcină a condensatorului C_2 la iniţierea descărcării eclatorului *Ec1*, în supoziţia că R_2 se conectează direct (nu ca în fig.14.65) la inductivitatea L_2. La valori mici ale curenţilor de scurtcircuit oscilaţiile parazite pot fi amortizate de rezistenţa R_2 [14.35], dar la valori mai mari rezistenţa R_2 nu mai este eficientă. În scopul eliminării oscilaţiilor parazite condensatorul C_2 se încarcă cu ajutorul redresorului *Rd2* la tensiunea pe care o va lua linia artificială, iar eclatorul *Ec2* se amorsează sincron cu eclatorul *Ec1*.

14.3.3.5. Comutaţia sarcinilor capacitive. Se ştie dn volumul 1, cap.2, privind deconectarea sarcinilor capacitive, că tensiunea de restabilire la deconectarea unei sarcini capacitive atinge valoarea maximă de cel puţin $2\hat{U}$. Grupa de lucru CIGRE 13.04 [14.20] propune schema electrică de încercare sintetică din fig.14.66 pentru verificarea comportării întreruptoarelor la deconectarea sarcinilor capacitive. În acest scop sunt necesare două surse de energie. Una din surse este E_c şi este prevăzută cu control de fază, iar cealaltă este E_v. Sursa E_c este prevăzută cu control de fază pentru a furniza un curent i_c în fază cu curentul i_v. Prin aparatul care se încearcă *TB(X)* trece suma curenţilor adică $i_i = i_c + i_v$. Întreruptorul auxiliar AB_1 (IA_1) în schema uzuală de încecări sintetice) deconectează electric sincron. Punctul A va urmări tensiunea sursei E_v şi se notează cu u_A, iar punctul B se menţine la tensiunea de încărcare a condensatorului C_v, care este valoarea de vârf a tensiunii sursei E_v, adică $u_B = \hat{U}_v$. Tensiunea la bornele întreruptorului încercat *TB(X)* este

$$u_x = u_A + u_B \tag{14.110}$$

şi acuză valoarea maximă instantanee $2\hat{U}_v$.

Exemplu de calcul. Se cere să se calculeze parametrii principali ai schemei pentru verificarea capacităţii de rupere a curentului capacitiv la un întreruptor cu tensiunea nominală de 420 kV. Normele internaţionale CEI, publicaţia 56 [14.15] prevăd pentru această tensiune :

* Valoarea de vîrf a tensiunii de restabilire $\hat{U}_n = 895$ kV;;
* Curentul întrerupt $i_L = 400$ A.

Pentru tensiunea nominală de 420 kV un întreruptor, la stadiul actual al tehnologiei, este echipat cu două camere de stingere conectate în serie, pe fiecare pol. Verificarea se va face pentru o singură cameră de stingere şi deci $U_{n1} = 895/2 = 447{,}5$ kV. Se menţine curentul de 400 A. Pe baza schemei şi diagramelor din fig.14.66 se calculează:

a) Tensiunea sursei de tensiune:

$$\hat{u}_B = \hat{E}_v = 447{,}5/2 = 223{,}75 \text{ kV}; \quad E_v = \frac{\hat{E}_v}{\sqrt{2}} = 158{,}2 \text{ kV} \tag{14.111}$$

b) Tensiunea sursei de curent:

$$\hat{E}_c = \frac{\hat{E}_v}{m} = \frac{223{,}75}{10} = 22{,}375 \text{ kV}; \quad E_C = 15{,}82 \text{ kV} \tag{14.112}$$

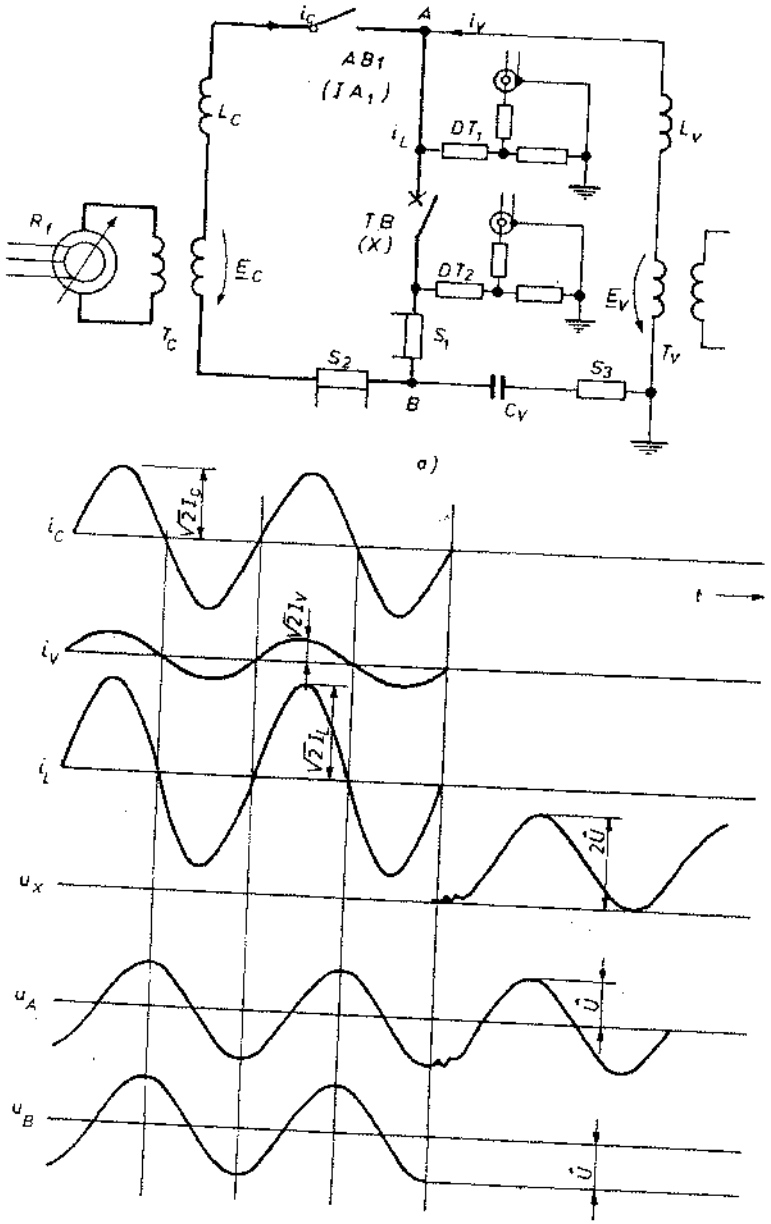


Fig. 14.66. Verificarea deconectării sarcinilor capacitive:
a) schema electrică; *b)* diagrame de curent şi tensiune.

c) Curentul sursei de tensiune:

$$I_v = \frac{I_L}{m} = \frac{400}{10} = 40 \text{ A}; m = 10 \qquad (14.113)$$

d) Curentul sursei de curent:

$$I_c = I_L(1 - \frac{1}{m}) = 400 \cdot 0{,}9 = 360 \text{ A} \qquad (14.114)$$

e) Inductivitatea L_C în circuitul sursei de curent:

$$L_c = \frac{\hat{E}_C}{\sqrt{2}\omega_1 I} = \frac{22{,}375 \cdot 10^3}{\sqrt{2} \cdot 314 \cdot 360} = 0{,}140 \text{ H} \qquad (14.115)$$

f) Capacitatea condensatorului în circuitul sursei de tensiune:

$$C_v = \frac{I_v}{E_v \omega} = \frac{40}{158{,}2 \cdot 10^3 \cdot 314} = 0{,}8052 \cdot 10^{-6} \text{ F} \qquad (14.116)$$

14.3.3.6. Încercarea unui element al unui pol capsulat. La încercarea unui element al unui pol, cu două elemente conectate în serie, apare tema producerii solicitării dielectrice între un pol şi anvelopa conectată la pământ. Raţionamentul privind posibilitatea de soluţionare a acestei teme se poate urmări pe un exemplu numeric, după cum urmează, pentru:

* *Tensiunea nominală* a întreruptorului este U_n = 420 kV;

* *Factorul primului pol* k_p = 1,3.

Tensiunea de restabilire la frecvenţa industrială, ca valoare de vârf, pentru un singur element, celălalt rămânând închis, are valoarea:

$$\hat{U}_{s0,5} = \frac{1{,}3\sqrt{2}\,(U_n/2)}{\sqrt{3}} = \frac{1{,}3\sqrt{2}\ 210 \text{ kV}}{\sqrt{3}} = 222{,}9 \text{ kV}_{max} \qquad (14.117)$$

La funcţionarea normală, când deconectează sincron ambele elemente solicitarea faţă de anvelopă va fi:

$$\hat{U}_{s1} = \frac{1{,}3\sqrt{2}\,U_n}{\sqrt{3}} = 445{,}8 \text{ kV}_{max} \qquad (14.118)$$

adică de valoare dublă faţă de (14.117). În fig.14.67 este prezentată schema electrică de încercări sintetice cu ajutorul căreia se realizează solicitarea dielectrică a unui element faţă de anvelopa (conectată la pământ) la valoarea dată de relaţia (14.118). Circuitul *I* este destinat formării TTR de valoare $u_1 = u_r$ pentru elementul *1*, elementul *2* fiind închis. Se observă că polul întreruptorului, în timpul încercării, este izolat faţă de pământ cel puţin la tensiunea de 222,9kVmax. Circuitul *II* furnizează suplimentul de tensiune u_2 de valoare $\hat{U}_{s1} - u_r$, care se aplică anvelopei. Tensiunea u_2 este similară unei tensiuni unipolare şi se obţine prin descărcarea condensatorului C_3, cu ajutorul eclatorului *Ec2* [14.13].

Notă. În afară de schemele de încercări sintetice prezentate există şi alte montaje care satisfac condiţiile cerute de publicaţia CEI nr. 56, verificările efectuate cu ajutorul

acestor scheme putând fi considerate ca încercări de omologare. Exemple de încercări sintetice elaborate în acest sens se pot cita:

* Încercări pe un pol de tensiune nominală 420 kV şi 800 kV [14.19];
* Încercări pentru verificarea comutaţiei sarcinilor capacitive pentru întreruptoarele capsulate [14.7];
* Încercări tripolare pentru întreruptoarele normale şi cele capsulate [14.19,14.50];
* Încercări pentru orice secvenţă (*O-t-CO-T-CO*) [14.12];
* Încercări cu tensiunea de restabilire iniţială (TTRI) [14.19];

14.3.3.7. Eclatorul cu trigger. După cum s-a observat în fig.14.55...14.67, pentru a descărca un condensator încărcat la tensiune înaltă se foloseşte un eclator echipat, la unul din electrozi, cu un trigger (trăgaci) în zona de distanţă minimă a electrozilor. Rolul funcţional al triggerului este de a genera, printr-un arc electric local, purtătorii de sarcină, care să conducă la amorsarea unei descărcări între electrozii principali aflaţi la o diferenţă de potenţial. În fig.14.68 este dată schema bloc a instalaţiei care determină amorsarea eclatorului cu trigger E_{tr}. Senzorul de mărime este transformatorul de curent T_c, care transmite informaţii asupra curentului de scurtcircuit. Aceste informaţii sunt prelucrate în programatorul *Pr* pentru a stabili momentul t_0 (fig.14.57) de amorsare a eclatorului E_a. În convertorul *CEO - COE*, detaliat în fig.14.69, au loc transformările:

a) de semnale electrice în semnale luminoase transmise prin cablu *Cb1*, pentru încărcarea condensatorului C_6 şi prin cablu *Cb2*, pentru comanda triggerului.

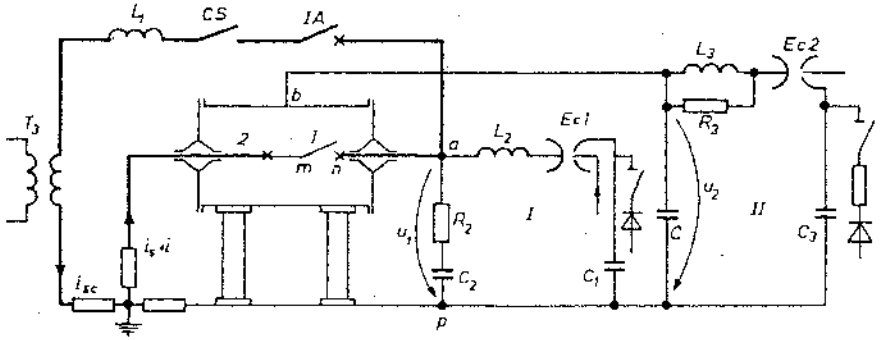


Fig. 14.67. Verificarea comutaţiei unui element al unui pol capsulat.

b) de semnale luminoase în semnale optice, pentru confirmarea încărcării condensatorului C_6.

În *Anexa 14.1* este dată schema electrică a electrodului triggerat echipat cu convertoarele opto-electrice necesare realizării semnalelor de la punctele *a* şi *b*. În *Anexa 14.2* este dată schema unui simulator de programator cu formator de impulsuri şi cu reglaj de fază utilizat la verificarea funcţionării eclatorului triggerat.

Esenţial în echiparea eclatorului triggerat este eficienţa transformatorului *Tr2*. Acesta este un transformator rezonat cu miez de ferită şi circuit magnetic deschis; frecvenţa proprie de oscilaţie din circuitul primar este aproximativ egală cu frecvenţa proprie de oscilaţie din circuitul secundar. Condensatorul C_6, în prealabil încărcat, se descarcă oscilant amortizat prin intermediul tiristorului *Ti* (vezi fig.A.14.1). În oscilograma din fig.14.70 este dată tensiunea u_t, din secundarul transformatorului şi curentul i_d de descărcare al condensatorului C_6. Amplitudinea tensiunii este:

$$\mathcal{A} = 2{,}1 \text{ div} \times 10 \text{ V/div} \times 2900 = 60{,}9 \text{ kV}$$

unde 2900 = k_u, raportul de reducere al divizorului de tensiune.

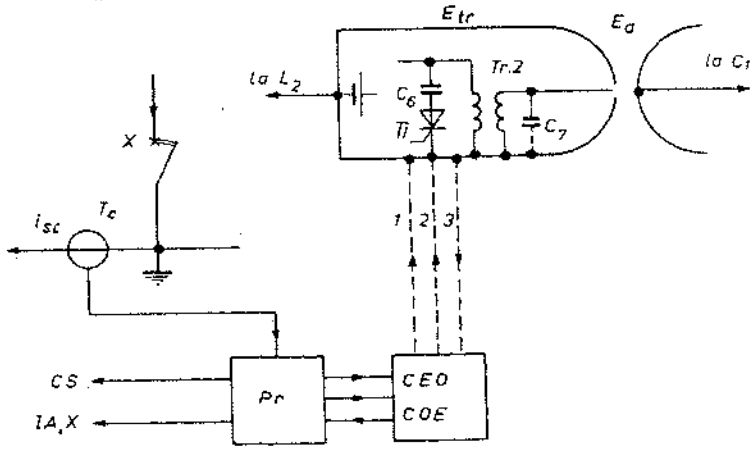


Fig.14.68. Relativ la amorsarea unui eclator cu trigger:
T_c - senzor al curentului de scurtcircuit i_{sc}; *Pr* - programator; *CEO* şi *COE* - convertor electrooptic şi optoelectric; E_a - eclator.

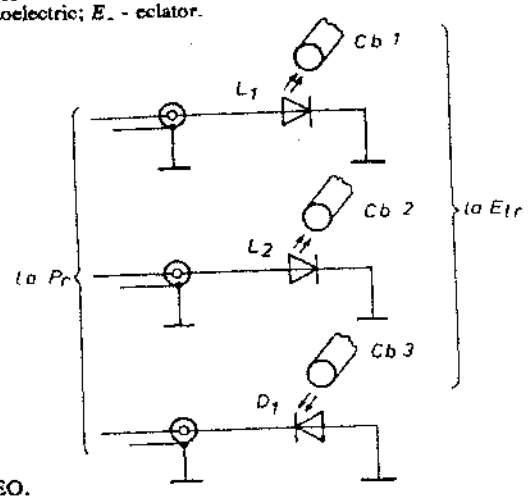


Fig. 14.69. Convertorul COE şi CEO.

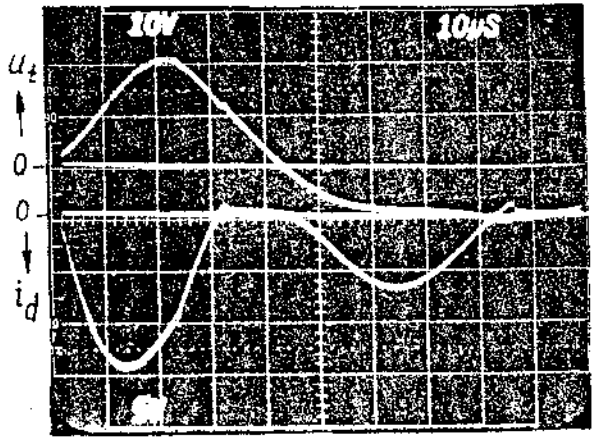


Fig. 14.70. Oscilograma de tensiune u_t în secundarul transformatorului *Tr2* şi a curentului din primar i_p, fără amorsare.

Curentul de descărcare (fără amorsarea triggerului) are amplitudinea

$$i = 3 \text{ div} \times 5\text{V/div} \times 1/19{,}9 \cdot 10^{-3} = 789{,}47 \text{ A}$$

unde $19{,}9.10^{-3}$ Ω este rezistenţa şuntului. Frecvenţa curentului de descărcare este $f = 16{,}6$ kHz.

Oscilogramele din fig.14.71 servesc la determinarea timpului propriu de acţionare, care este timpul scurs între momentul apariţiei impulsului de comandă, respectiv apariţia curentului i_d în dioda D_1 din fig.14.69 şi momentul tăierii undei de tensiune în secundarul transformatorului *Tr2*.

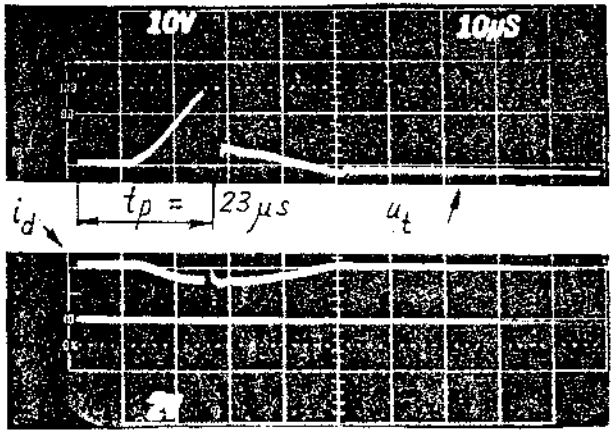


Fig. 14.71. Oscilograme de amorsare:
u_t - tensiunea secundară; i_d - curentul de declanşare.

Acest timp, măsurat pe oscilogramă, este t_p=23 μs. Tot pe oscilograma menţionată se măsoară, la scara menţionată, tensiunea de amorsare a triggerului,

care este de 43,5 kV. Este util, pentru a micşora dispersia de amorsare, ca aceasta să se efectueze pe porţiunea ascendentă a tensiunii secundare. Pe oscilograma din fig.14.71, din cauza fenomenului ultrarapid, frontul curentului i_d de autodeclanşare a oscilografului nu este observabil.

Forma electrozilor ce compun eclatorul triggerat joacă un rol esenţial în asigurarea performanţelor. Pentru a asigura un câmp electric cât mai uniform între electrozi, se preferă electrozi cilindrici aşezaţi în cruce [14.28] în locul electrozilor sferici. În acest scop se defineşte un grad de uniformitate al câmpului electric sub forma:

$$\eta = \frac{E_{med}}{E_{max}} \tag{14.119}$$

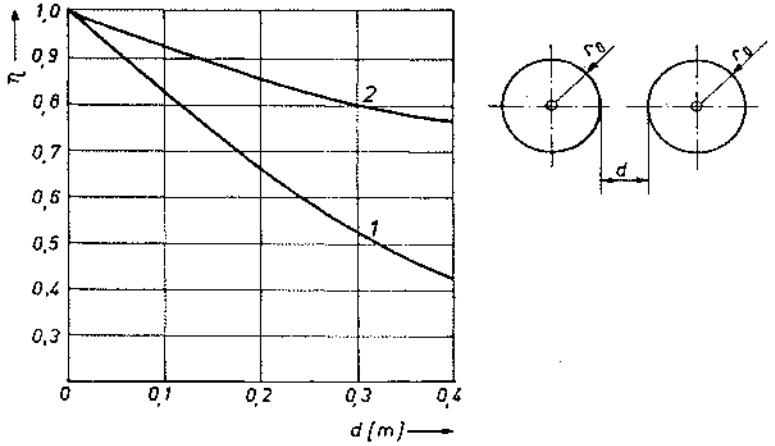


Fig. 14.72. Gradul de uniformitate al câmpului electric între eclatoare:
1 - eclator cu sfere; *2* - eclator cu doi cilindri în cruce.

Acest grad de uniformitate este dat în fig.14.72 pentru eclatoare cu sfere (curba *1*) şi cu cilindri în cruce (curba 2), cu diametrul $2r_0$=0,4 m şi distanţa d între 0 şi 0,4 m. Mai este de subliniat faptul ca, din punct de vedere tehnologic, realizarea eclatorului cu electrozi cilindrici este mult mai accesibilă.

14.3.4. Privire de ansamblu asupra încercărilor de comutaţie

În funcţie de capacitatea de rupere, tensiunea de serviciu şi numărul de poli, există următoarele posibilităţi de încercare.

Încercarea directă. Aparatele de medie tensiune, adică pînă la 35 kV, pot fi verificate în staţii echipate cu generatoare proprii, sau în reţea, prin încercări directe şi tripolare, deoarece puterea de rupere 100...500 MVA este disponibilă cu uşurinţă, atât în staţii cât şi în reţea.

Încercarea indirectă pe un pol. Se încearcă un singur pol al întreruptorului, şi anume polul corespunzător care întrerupe primul un scurtcircuit trifazat simetric. Puterea de rupere trifazată se obţine prin înmulţirea cu doi a puterii de rupere a unui singur pol. În adevăr, puterea de scurtcircuit trifazată fiind definită ca:

$$S_3 = \sqrt{3}\, U_n I_{sc} \qquad (14.120)$$

iar puterea la deconectarea polului, în care curentul trece primul prin zero, fiind:

$$S_1 = 1{,}5\,\frac{U_n}{\sqrt{3}}\, I_{sc} = \frac{\sqrt{3}}{2}\, U_n I_{sc} \qquad (14.121)$$

rezultă:

$$S_3 = 2 S_1 \qquad (14.122)$$

Încercarea indirectă pe elemente. Dacă polul unui întreruptor are mai multe camere de stingere în serie, se încearcă o singură cameră de stingere la curentul de scurtcircuit nominal şi la tensiunea de restabilire teoretic corespunzătoare unei singure camere de stingere. Valabilitatea acestei încercări depinde de acţiunea sincronă a tijelor în toate camerele de stingere ale întregului pol.

Încercarea indirectă cu surse de energie separate. Întreruptorul se încearcă, în prima etapă, cu curentul de scurtcircuit nominal, dar cu o tensiune de restabilire redusă şi, în a doua etapă, cu curent de scurtcircuit redus şi tensiunea de restabilire nominală. O asemenea încercare nu reproduce solicitările reale ale întreruptorului, în sensul că reamorsarea arcului în întreruptor depinde atât de conductanţa de rest, cât şi de tensiunea de restabilire. De aceea, această metodă poate fi adoptată ca măsură minimală, în sensul că, dacă un întreruptor nu întrerupe în condiţiile acestei metode în mod sigur, nu va întrerupe în condiţiile curentului de scurtcircuit nominal şi tensiuni de restabilire nominale.

Încercarea sintetică. Încercările directe şi indirecte utilizează o singură sursă de energie, care livrează atât curentul intens, cât şi tensiunea de restabilire. La efectuarea încercărilor sintetice se utilizează două surse de energie, şi anume: una pentru curentul intens şi alta pentru tensiunea de restabilire. Utilizarea metodelor sintetice se impune din cauza creşterii continue a puterilor de scurtcircuit în reţelele de înaltă tensiune şi deoarece este oneros a se instala puteri mari în generatoarele sincrone ale staţiilor de încercări.

14.4. Echipament specific de măsurare

La efectuarea încercărilor aparatelor electrice de comutaţie, apar unele Omărimi electrice cu caracter tranzitoriu şi cu variaţii rapide. În această categorie intră: tensiunea şi curentul de impuls, curentul de scurtcircuit asimetric, curentul postarc, tensiunea oscilantă de restabilire. Reductoarele de tensiune şi de curent nu sunt indicate la măsurarea mărimilor menţionate, din cauza neliniarităţii şi a benzii înguste de frecvenţă oferite de aceste convertoare.

Pentru măsurarea mărimilor electrice, cu variaţii rapide, în tehnica încercărilor de aparate electrice se folosesc şunturi coaxiale şi divizoare de tensiune, care oferă suficientă liniaritate şi o bandă de frecvenţă acceptabilă.

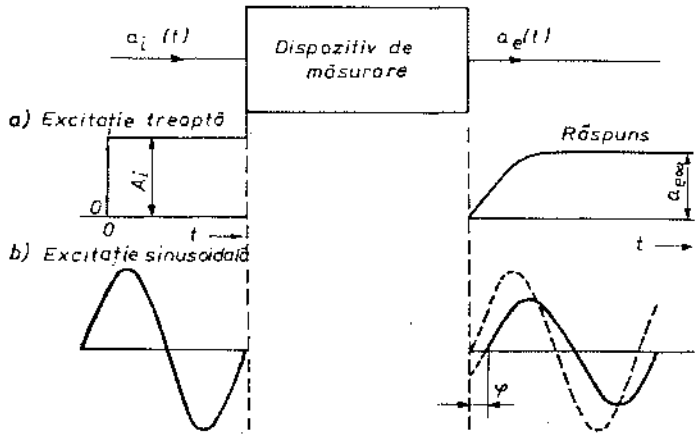


Fig. 14.73. Dispozitivul de măsurare ca sistem:
a) excitaţie treaptă; *b)* excitaţie sinusoidală.

14.4.1. Criterii de calitate

Dispozitivul de măsurare fiind considerat un *sistem*, aprecierea calităţii lui se face pe baza *răspunsului* la o *excitaţie* dată. Răspunsul se mai numeşte şi *semnal de ieşire*, iar excitaţia se mai numeşte şi *semnal de intrare*. În fig.14.73 se prezintă schematic un dispozitiv de măsurare *DM*, privit ca un sistem linear,

pasiv, cu mărimile de intrare $a_i(t)$ şi ieşirile $a_e(t)$. Comportarea în regim tranzitoriu a unui asemenea sistem poate fi descrisă de relaţia generală:

$$\sum_{k=0}^{n} A_k \frac{d^k}{dt^k}[a_e(t)] = \sum_{q=0}^{m} B_q \frac{d^q}{dt^q}[a_i(t)] \qquad (14.123)$$

unde $m \leq n$.

Sub o formă generală, în regim tranzitoriu, se poate aprecia eroarea sistemului de măsurare, la un timp dat, cu relaţia:

$$\varepsilon(t) = Ka_i(t) - a_e(t) \qquad (14.124)$$

unde

$$K = \frac{a_e(t)}{a_i(t)}\Big|_{t\to\infty} = \frac{a_{e\infty}}{A_i} \qquad (14.125)$$

Factorul K poate deveni adimensional, numai dacă $a_i(t)$ şi $a_e(t)$ sunt mărimi de aceeaşi natură.

Din punct de vedere aplicativ, în tehnica măsurărilor, importanţă au următoarele tipuri de excitaţii:

- *excitaţia treaptă*, căreia îi corespunde drept criteriu de calitate *timpul de răspuns* şi *timpul de creştere*;
- *excitaţia sinusoidală*, căreia îi corespunde, drept criteriu de calitate, *caracteristica de frecvenţă* [14.24]

14.4.1.1. Excitaţia treaptă, timpul de răspuns, timpul de creştere

* La aplicarea *excitaţiei treaptă* la intrarea într-un sistem de măsurare, din relaţia (14.124) rezultă că:

- mărimea de intrare este nulă înainte de $t=0$ şi are o valoare constantă pentru $t > 0$, adică:

$$a_i(t) = A_i \qquad (14.126)$$

- factorul de amplificare sau reducere este dat de relaţia (14.125);
- eroarea de măsurare, pentru fiecare valoare a lui $t > 0$, este:

$$\varepsilon(t) = a_{e\infty} - a_e(t) \qquad (14.127)$$

adică diferenţa dintre valoarea stabilizată şi cea curentă a răspunsului.

* *Timpul de răspuns*, prin definiţie, este integrala extinsă la infinit a erorii $\varepsilon(t)$, raportată la valoarea stabilizată a mărimii la ieşire din sistemul de măsurare, adică:

$$T_r = \frac{1}{a_{e\infty}} \int_0^\infty [a_{e\infty} - a_e(t)]\, dt \qquad (14.128)$$

Dispozitivele de măsurare practice sunt sisteme fizice a căror mărime de ieşire, la timpul infinit de la iniţierea excitaţiei, capătă o valoare constantă, adică $a_{e\infty}$ = const. În aceste condiţii, notând *răspunsul indicial*, sau funcţia indicială, cu:

$$f(t) = \frac{a_e(t)}{a_{e\infty}} \qquad (14.129)$$

expresia timpului de răspuns se mai poate scrie sub forma:

$$T_r = \int_0^\infty [1 - f(t)]\, dt \qquad (14.130)$$

Calculul analitic al răspunsului indicial prezintă importante dificultăţi, în cazul dispozitivelor de măsurare cu o structură mai complexă. În principiu funcţia de răspuns se calculează prin soluţionarea ecuaţiei (14.123) în raport cu mărimea de ieşire, utilizând transformarea Laplace. Soluţia în imagine se obţine cu uşurinţă, dar dificultatea apare la determinarea funcţiei original. Se poate ocoli această dificultate observând că timpul de răspuns se mai poate calcula cu relaţia:

$$T_r = -\mathcal{G}'(0) \qquad (14.131)$$

unde $\mathcal{G}'(0)$ reprezintă derivata *funcţiei de transfer normate*:

$$\mathcal{G}(0) = \mathcal{G}_{p-0}(p) \qquad (14.132)$$

Funcţia de transfer normată $\mathcal{G}(p)$ rezultă din împărţirea funcţiei de transfer $\mathcal{F}(p)$ cu factorul de amplificare (sau reducere), adică:

$$\mathcal{G}(p) = \frac{\mathcal{F}(p)}{K} = \frac{\mathcal{L}a_e(t)}{K\mathcal{L}a_i(t)} \qquad (14.133)$$

Factorul K de amplificare (sau reducere) se determină cu expresia:

$$K = \mathcal{F}(0) = \lim_{p\to 0} \mathcal{F}(p)$$

cu condiţia ca această limită să aibă o valoare finită.

În adevăr, $\mathcal{F}(p)$ conţine atât caracteristica amplitudine-frecvenţă, cât şi caracteristica fază-frecvenţă. Dacă $p \to 0$ şi ($\omega = 2\pi f$) $\to 0$, deci $\mathcal{F}(0)$ reprezintă amplitudinea lui $\mathcal{F}(p)$ pentru $f \to 0$. În acest caz $\lim_{p\to 0} \mathcal{G}(p) = 1$, în acord cu relaţia (14.133).

La rezultatul dat de relaţia (14.131) se ajunge prin scrierea ecuaţiei timpului de răspuns (14.128) sub forma:

$$T_r = -\frac{1}{KA_i} \int_0^\infty [a_e(t) - KA_i]\, dt \qquad (14.134)$$

Integrantul din relaţia (14.134) se aduce la o formă convenabilă, prin transformări succesive, după cum urmează:

$$I = \int_0^\infty [a_e(t) - KA_i]\, dt = \lim_{p\to 0} \int_0^\infty e^{-pt} [a_e(t) - KA_i]\, dt \qquad (14.135)$$

Cu notaţiile:

$$\mathcal{L}a_e(t) = A_e(p)\,; \quad \mathcal{L}KA_i = \frac{KA_i}{p}$$

se obţine:

$$I = \lim_{p\to 0}\left[A_e(p) - \frac{KA_i}{p}\right] = \lim_{p\to 0} KA_i\left[\frac{A_e(p)}{KA_i} - \frac{1}{p}\right] \qquad (14.136)$$

Dacă se observă că:

$$\frac{A_e(p)}{KA_i} = \frac{\mathcal{G}(p)}{p} \text{ şi că } \mathcal{G}(0) = 1 \qquad (14.137)$$

integrantul devine:

$$I = KA_i \lim_{p\to 0} \frac{\mathcal{G}(p) - \mathcal{G}(0)}{p} + KA_i\mathcal{G}'(0) \qquad (14.138)$$

Se constată că $\mathcal{G}(0) = 1$ prin următorul raţionament, ţinând seama şi de relaţia (14.126)

$$a_{e\infty} = a_e(t)\big|_{t\to\infty} = \lim_{p\to 0} p\,A_e(p) = KA_i \lim_{p\to 0}\mathcal{G}(p) = KA_i \qquad (14.139)$$

Expresia (14.139) introdusă în relaţia (14.134) conduce la relaţia (14.131).

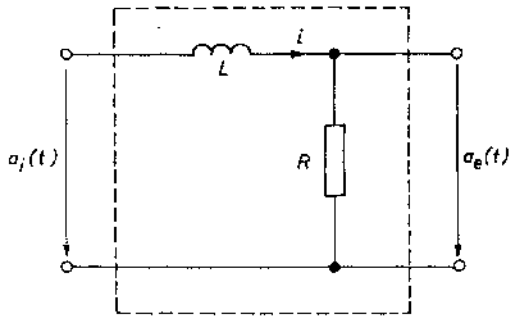


Fig. 14.74. Reţeaua R, L ca sistem de măsurare.

Exemplu simplu. Pentru sistemul de măsurare din fig.14.74 format din inductivitatea L şi rezistenţa R, se cere să se determine timpul de răspuns la excitaţia treaptă. Mărimea de intrare este $a_i = U$, mărimea de ieşire este $a_e = u = Ri$, unde i este curentul care trece prin circuit la aplicarea excitaţiei treaptă. Constanta de timp a circuitului este $T = L/R$. Tensiunea la ieşire este:

$$u = Ri = U(1 - e^{-\frac{t}{T}})$$

Timpul de răspuns se calculează cu ajutorul relaţiei (14.130).

$$T_r = \int_0^\infty [1 - (1 - e^{-\frac{t}{T}})]\,dt = T = \frac{L}{R}$$

Acelaşi timp de răspuns se obţine cu ajutorul relaţiei (14.131):

$$\mathcal{F}(p) = \frac{\mathcal{L}[U(1 - e^{-\frac{t}{T}})]}{\mathcal{L}U} = \frac{1}{1 + pT}$$

Factorul de amplificare $K = 1$ şi deci $\mathcal{F}(p) = \mathcal{G}(p)$:

$$T_r = -\mathcal{G}(p)\Big|_{p\to 0} = -\frac{-T}{(1 + pT)^2}\Big|_{p\to 0} = T$$

Se observă deci, că în cazul în care răspunsul este o funcţie exponenţială, *timpul de răspuns* este egal cu *constanta de timp* a sistemului.

Semnificaţia fizică a timpului de răspuns. În fig.14.75 se prezintă trei tipuri reprezentative de răspunsuri la exitaţia treaptă, pentru un sistem de măsurare descris de o ecuaţie diferenţială de ordinul doi. Pentru răspunsul indicial de tip *aperiodic*, din fig.14.75,*a* timpul de răspuns este pozitiv şi reprezintă aria haşurată A, sub ordonata 1.

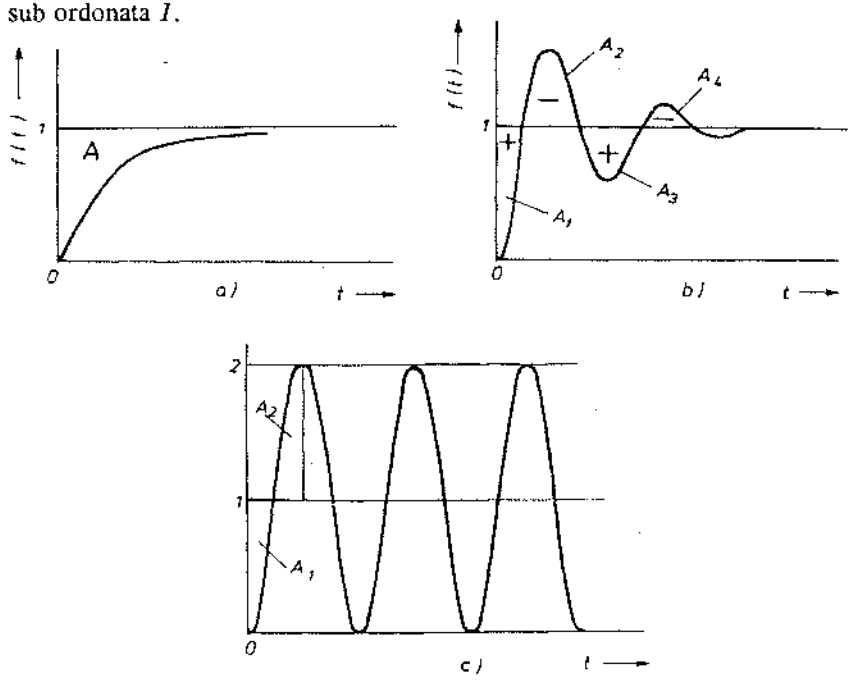


Fig. 14.75. Tipuri reprezentative de funcţii indiciale:
a) aperiodic; *b)* oscilant amortizat; *c)* oscilant neamortizat.

Pentru răspunsul indicial de tip *oscilant amortizat*, din fig.14.75,*b*, timpul de răspuns este dat de suma algebrică a ariilor de sub şi deasupra ordonatei 1, adică:

$$T_r = \sum_{k=1}^{n} A_k = A_1 - A_2 + A_3 - A_4 + A_5 + \ldots \qquad (14.140)$$

Pentru răspunsul indicial de tip oscilant *neamortizat*, din fig.14.75, *c*, se constată că timpul de răspuns este zero, deoarece aria pozitivă A_1 se compensează cu aria negativă A_2 ş. a. m. d.

Cum calitatea unui dispozitiv de măsurare se apreciază după valoarea timpului de răspuns (care efectiv din punct de vedere dimensional este un timp), rezultă că un *dispozitiv de măsurare este de calitate cu atît mai bună cu cît timpul de răspuns este mai mic*. Acest raţionament este valabil pentru răspunsul de tipul prezentat în fig.14.75,*a*, în care unui timp de răspuns îi corespunde o arie *A* mică, adică în valori instantanee semnalul de ieşire se apropie de cel de intrare.

Aprecierea calităţii unui dispozitiv de măsurare, după criteriul timpului de răspuns de tipul *oscilant amortizat*, ca în fig.14.75,*b* sau *oscilant neamortizat*, ca în fig.14.75,*c*, nu are sens.

În tehnica încercărilor experimentale se poate admite în vederea stabilirii timpului de răspuns şi un răspuns *oscilant, puternic amortizat*, caz în care oscilaţia să nu depăşească (spre exemplu) 0,05 din valoarea stabilizată.

* *Timpul de creştere* reprezintă un critetriu de calitate pentru un dipozitiv de măsurare, în cazul în care se cunoaşte răspunsul la excitaţia treaptă şi în cazul în care acest răspuns este de tip aperiodic, ca în fig.14.76. Timpul de creştere este timpul necesar creşterii răspunsului indicial da la valoarea 0,1 la valoarea 0,9.

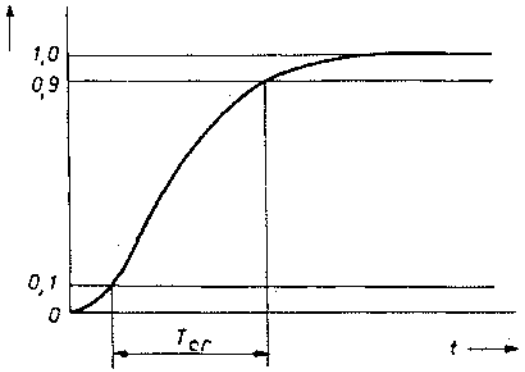


Fig. 14.76. Timpul de creştere.

Avantajul de a cunoaşte timpul de creştere a unui dispozitiv de măsurare constă în aceea că nu este necesar să se precizeze originea timpului pentru răspunsul indicial, cum este necesar în cazul determinării timpului de răspuns, ca în fig.14.76. Înregistrarea fenomenelor ultrarapide se face cu ajutorul oscilografelor de tip sincroscop, la care fenomenul declanşează baza de timp, înainte ca el să apară pe ecran. Dificultăţile mari apar, folosind acestă tehnică de înregistrare, la

precizarea originii timpului, mai ales pentru răspunsuri caracterizate prin pantă nulă în origine. Pentru oscilografele moderne, se indică valori atât pentru banda de frecvenţă, cât şi pentru timpul de creştere.

14.4.1.2. Excitaţia sinusoidală, caracteristica de frecvenţă. Criteriul răspunsului unui dispozitiv de măsurare la o exitaţie sinusoidală de frecvenţă variabilă oferă, uneori, informaţii mai concludente, mai ales pentru sistemele oscilante, decât criteriul timpului de răspuns la exitaţia treaptă. Răspunsul la exitaţia sinusoidală de frecvenţă variabilă se numeşte şi *caracteristica de frecvenţă* şi include *amplitudinea* şi *faza* semnalului răspuns. În acest scop, pentru fiecare frecvenţă, respectiv pulsaţie ω_k, este necesar să se cunoască amplitudinea semnalului de intrare X_{ik}, amplitudinea semnalului de ieşire X_{ek} şi defazajul φ_k, după cum se vede în fig.14.77.

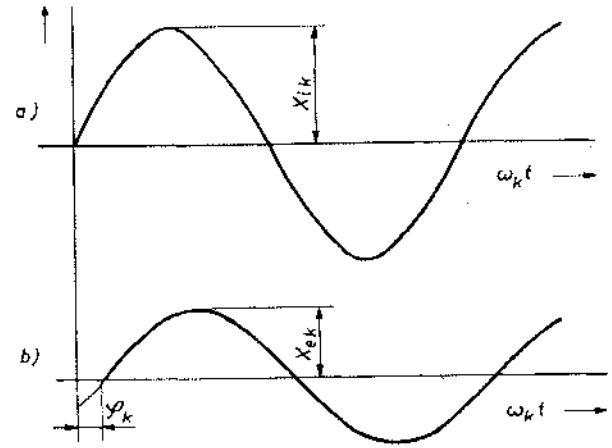


Fig. 14.77. Relativ la caracteristica de frecvenţă:
a) excitaţia; *b)* răspunsul.

* Una din metodele directe, dar incomode, de a determina caracteristica de frecvenţă, constă în *rezolvarea ecuaţiei diferenţiale ce descrie sistemul de măsurare*. Spre exemplu, dacă ecuaţia (14.123) se restrânge la o ecuaţie diferenţială de ordinul doi de forma:

$$a\frac{d^2u}{dt^2} + b\frac{du}{dt} + c\,u = a\,u_0 \qquad (14.141)$$

este necesar să se determine variabila u_k pentru pulsaţia ω_k.

În cazurile practice, nu se rezolvă ecuaţia diferenţială, ci se recurge la metoda funcţiei de variabilă complexă, sau la metoda funcţiei de transfer.

*** Metoda funcţiei de variabilă complexă.** Dacă dispozitivul de măsurare este un sistem liniar şi pasiv, se demonstrează [14.24] că răspunsul va fi o mărime

sinusoidală. Dacă excitaţia u_0 din relaţia (14.141) este de formă sinusoidală, adică dacă:

$$u_0 = \hat{U}\sin\omega_k t \text{ sau } u_0 = \hat{U}_0 e^{j\omega_k t} \tag{14.142}$$

răspunsul va fi de forma:

$$u_k = \hat{U}_k\sin(\omega_k t + \varphi_k) \text{ sau } u_k = \hat{U}_k e^{j(\omega_k t + \varphi_k)}$$

Cu expresiile pentru u_0 şi u_k introduse în (14.141) scrisă sub forma complexă, se obţine:

$$\frac{\hat{U}_k}{\hat{U}_0} e^{j\varphi_k} = \frac{1}{(j\omega_k)^2 + \frac{b}{a} j\omega_k + \frac{c}{a}} \tag{14.143}$$

Amplitudinea $\hat{U}_0$ se menţine constantă la orice pulsaţie; se constată însă că raportul amplitudinilor $\hat{U}_k/\hat{U}_0$, ca şi unghiul de defazaj φ_k, depind de pulsaţia ω_k. Partea dreaptă a relaţiei (14.143) este o funcţie de variabilă complexă, de forma $\alpha_k + j\beta_k$. Raportul între modulele de ieşire şi intrare este $\hat{U}_k/\hat{U}_0 = \sqrt{\alpha_k^2 + \beta_k^2}$. Defazajul între semnalul de ieşire şi cel de intrare rezultă:

$$tg\varphi_k = \beta_k/\alpha_k.$$

* **Metoda funcţiei de transfer.** Utilizarea funcţiei de transfer oferă o cale rapidă şi comodă pentru determinarea caracteristicii de frecvenţă a unui dispozitiv de măsurare, cu condiţia ca el să reprezinte un sistem liniar. Prin aplicarea transformatei Laplace ecuaţiei generale (14.123) şi cu *condiţii iniţiale nule*, pentru imaginea mărimii de ieşire se obţine:

$$A_e(p) = \frac{\sum_{q=0}^{m} B_q p^q}{\sum_{k=0}^{n} A_k p^k} A_i(p) \tag{14.144}$$

cu notaţiile: $\mathcal{L}a_e(t) = A_e(p)$ şi $\mathcal{L}a_i(t) = A_i(p)$

Funcţia de transfer a dispozitivului de măsurare descrie comportarea dinamică a sistemului şi are ca expresie:

$$\mathcal{H}(p) = \frac{\sum_{q=0}^{m} B_q p^q}{\sum_{k=0}^{n} A_k p^k} \tag{14.145}$$

Pentru valori nule ale mărimilor de intrare şi ieşire la $t < 0$, transformatele Laplace şi Fourier sunt echivalente, iar p ia numai valori imaginare, adică $p = j\omega$. În aceste condiţii, caracteristica de frecvenţă este descrisă de ecuaţia:

$$H(j\omega) = \frac{B_m(j\omega)^m + \ldots + B_0}{A_n(j\omega)^n + \ldots + A_0} \tag{14.146}$$

sau, după separarea modulului şi argumentului:

$$H(j\omega) = H(\omega)\, e^{-j\varphi(\omega)} \tag{14.147}$$

Caracteristica de frecvenţă este descrisă, ca modul şi fază, cu ajutorul caracteristicilor logaritmice ale lui Bode sau a locului de transfer a lui Nyquist [14.24].

Funcţiile de transfer corespunzătoare dispozitivelor de măsurare, cum sunt divizoarele de tensiune, nu conţin zerouri cu parte reală pozitivă, deci satisfac condiţiile unui sistem cu *defazaj minimal*, condiţii stabilite de Bode. Ca urmare, astfel de dispozitive de măsurare sunt definite complet numai prin *caracteristica de frecvenţă a amplitudinii*. Pentru cazurile practice se defineşte o bandă de frecvenţă a dispozitivului de măsurare pentru care atenuarea amplitudinii mărimii de ieşire nu depăşeşte un număr de dB dat, în mod uzual 3dB, adică:

$$20 \log \frac{H(\omega_k)}{H(\omega_0)} = 3 \text{ dB} \tag{14.148}$$

unde $H(\omega_k)$ este amplitudinea corespunzătoare pulsaţiei ω_k, iar $H(\omega_0)$ este amplitudinea corezpunzătoare unei pulsaţii de referinţă, spre exemplu $\omega_0 = 0$, adică pentru curent continuu.

14.4.1.3. Dependenţa dintre caracteristica de frecvenţă şi răspunsul indicial. Din lucrările de analiza şi sinteza reţelelor [14.30] se cunoaşte relaţia de dependenţă între răspunsul indicial şi caracteristica de frecvenţă:

$$f(t) = \frac{2}{\pi} \int_{\omega=0}^{\infty} \frac{\mathrm{Re}[\underline{G}(j\omega)]\sin\omega t\, d\omega}{\omega} \tag{14.149}$$

Cu notaţiile: $\omega = 2\pi f$, $d\omega = 2\pi df$ se obţine:

$$\mathrm{Re}[\underline{G}(j\omega)] = G(2\pi f)\cos\alpha \tag{14.150}$$

unde

$$\alpha = \mathrm{arctg}\frac{\mathrm{Im}[\underline{G}(j\omega)]}{\mathrm{Re}[\underline{G}(j\omega)]} \tag{14.151}$$

Astfel relaţia (14.149) se poate scrie sub forma:

$$f(t_q) = \int_0^{\infty} C_{iq}\, df \tag{14.152}$$

cu notaţia:

$$C_{iq} = \frac{2}{\pi} \frac{G(2\pi f)\cos\alpha \sin(2\pi f t_q)}{f_i} \tag{14.153}$$

Pentru un moment t_q funcţia C_{iq} ia valori discrete, la valori discrete atribuite frecvenţei f_i. Pentru a obţine valoarea în momentul t_q a răspunsului indicial, se efectuează integrala numerică indicată de relaţia (14.152).

Notă. Pentru a obține răspunsul indicial este necesar să se cunoască caracteristica de frecvență ca amplitudine și fază.

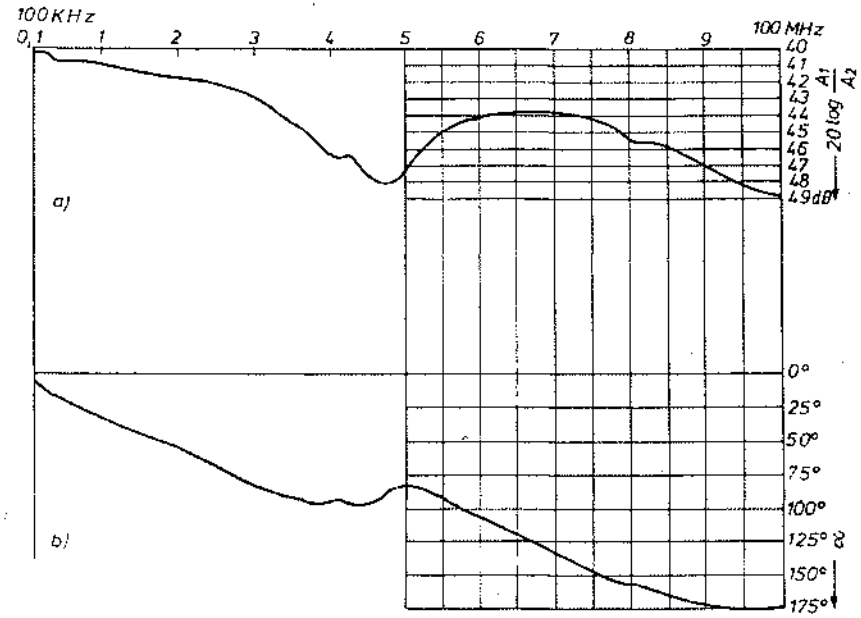


Fig. 14.78. Caracteristica de frecvență a unui divizor de tensiune:
a) - curba atenuării; *b)* curba defazajului.

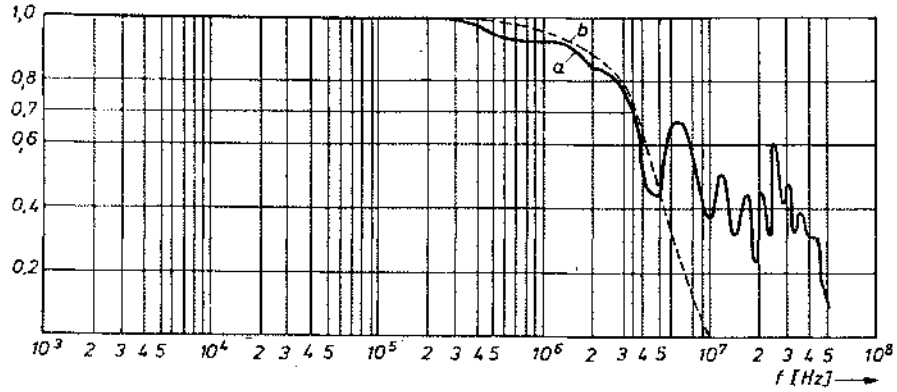


Fig. 14.79. Caracteristica de frecvență în amplitudine, măsurată experimental:
a) - caracteristica fizică; *b)* - aproximație de tip Gaussian.

Astfel, pentru un divizor de tensiune cu bandă de frecvență de 3,3 MHz în fig.14.78 sunt date curba atenuării *(a)* și a defazajului *(b)*, iar nivelul de referință (zgomot) al atenuării este de 40 dB. În fig.14.79 este prezentată caracteristica de frecvență în amplitudine determinată experimental.

În fig.14.80 este dată funcția C_{iq} calculată cu relația (14.153) pentru $t_q = 10^{-6}$s, iar în fig.14.81 se reprezintă răspunsul reconstituit prin puncte cu pasul de 5 ns.

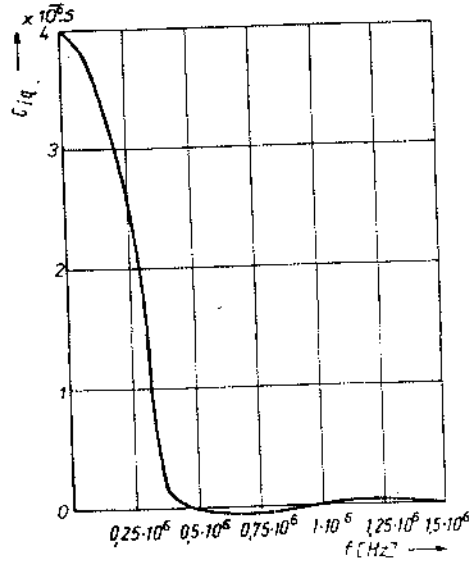


Fig. 14.80. Funcția C_{iq} pentru $t_q = 10^{-6}$ s.

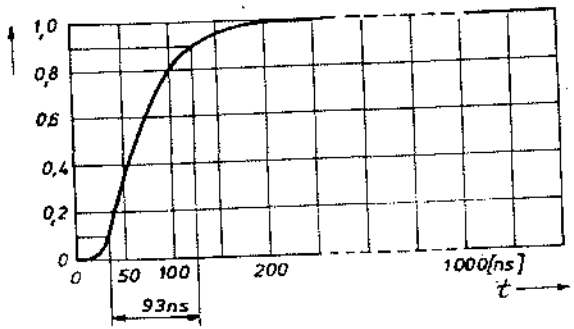


Fig. 14.81. Răspunsul indicial reconstituit: timpul de creștere T_{cr} = 93 ns.

Alte relaţii de dependenţă cum sunt: între timpul de răspuns al sistemelor de defazaj minimal şi funcţia de transfer şi pentru timpul de răspuns al cuadripolilor în lanţ sunt prevăzute în lucrările de specialitate [14.24,14.30].

14.4.2. Şuntul coaxial

Măsurarea curenţilor electrici cu variaţii de intensitate în timp, cu ajutorul şuntului cu bare, ca în fig.14.82, conduce la informaţii necorecte ca urmare a tensiunilor induse în bucla de măsurare. O tensiune indusă provine chiar de la variaţia în timp a fluxului magnetic ϕ produs de curentul i, care se măsoară. Alte tensiuni induse provin din cauza fluxurilor variabile (ϕ_1) ale curenţilor (i_1) care trec prin conductoarele din apropierea buclei de măsurare. Astfel, pe baza schemei din fig.14.82, informaţia u_m, la intrarea într-un osciloscop, este:

$$u_m = R_i i + \frac{d\phi}{dt} + \frac{d\phi_1}{dt} + \dots \qquad (14.154)$$

Şuntul coaxial, prin construcţia sa, elimină acest inconvenient întrucât în bucla de măsurare nu se mai introduc tensiuni electromotoare de interferenţă.

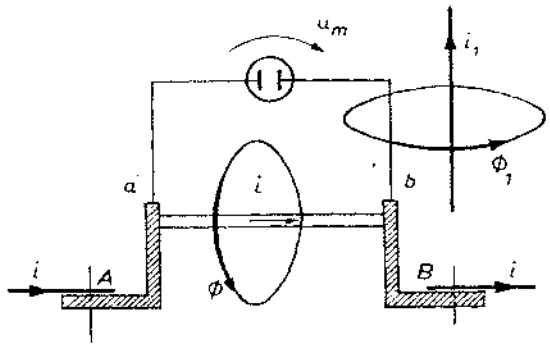


Fig. 14.82. Şuntul cu bare.

14.4.2.1. Teoria elementară a şuntului coaxial. Construcţia şi funcţionarea şuntului coaxial se bazează pe observaţia că, în golul interior al unui tub cilindric, parcurs longitudinal de curent, inducţia magnetică este nulă.

În fig.14.83 se prezintă o secţiune transversală într-un conductor de rază a, plasat cu excentricitatea e faţă de axul conductorului. Conductorul este parcurs de un curent electric de densitatea $J\mathbf{k}$, acceptată uniformă în toată secţiunea transversală a conductorului, care are permeabilitatea $\mu = \mu_0$, adică identică cu a golului. Pentru a calcula inducţia magnetică într-un punct P, situat în golul cilindric, se foloseşte metoda super-poziţiei, adică efectul în punctul P rezultă din

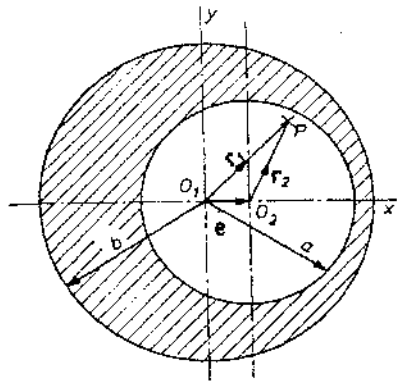


Fig. 14.83. Relativ la câmpul magnetic în golul tubular.

efectul produs de trecerea unui curent de densitate $J\mathbf{k}$ într-un conductor plin de rază b, peste care se suprapune efectul produs de trecerea unui curent de densitate-$J\mathbf{k}$ printr-un conductor de rază a, de raza golului. Inducţia magnetică datorită curentului de densitate $J\mathbf{k}$ este, ca modul

$$B_1 = \frac{\mu_0 J\pi r_1^2}{2\pi r_1} = \frac{\mu_0 J r_1}{2} \qquad (14.155)$$

iar ca vector

$$\mathbf{B}_1 = \frac{\mu_0}{2} \mathbf{J} \times \mathbf{r}_1 \qquad (14.156)$$

În mod similar inducţia magnetică produsă de curentul de densitate -$J\mathbf{k}$, este:

$$\mathbf{B}_2 = -\frac{\mu_0}{2} \mathbf{J} \times \mathbf{r}_2 \qquad (14.157)$$

Inducţia magnetică rezultantă în punctul P este:

$$\mathbf{B} = \mathbf{B}_1 + \mathbf{B}_2 = \frac{\mu_0}{2} \mathbf{J} \times (\mathbf{r}_1 - \mathbf{r}_2) = \frac{\mu_0}{2} \mathbf{J} \times \mathbf{e} \qquad (14.158)$$

unde **e** este excentricitatea golului de rază a. Cum $\mathbf{J} = J\mathbf{k}$; $\mathbf{e} = e\mathbf{i}$ şi $\mathbf{k} \times \mathbf{i} = \mathbf{j}$, rezultă vectorul inducţie magnetică în punctul P:

$$\mathbf{B} = \mathbf{j} \frac{\mu_0}{2} Je = \mathbf{j} \frac{\mu_0}{2} \frac{Ie}{\pi(b^2 - a^2)} = \mathbf{B}_y \qquad (14.159)$$

unde I este curentul total care circulă în conductorul real. Consecinţele relaţiei (14.159) sunt următoarele:

a) Inducţia magnetică este proporţională cu excentricitatea e şi are componentă numai după direcţia y, adică o direcţie perpendiculară pe excentricitate.

b) Dacă excentricitatea $e = 0$, golul este simetric axial, iar *inducţia magnetică, în orice punct al golului, este nulă.*

În fig.14.84 se prezintă o secţiune longitudinală într-un şunt coaxial destinat a măsura curenţi variabili. Elementul activ este tubul cilindric rezistiv (din manganină) *1*. Acesta se continuă spre extremităţi cu două cape cilindrice *2* şi *3*, în vederea eliminării efectului de capăt. Captarea potenţialelor după circumferinţele m şi n în golul cilindric se realizează cu discurile *5* şi *6*. Informaţia este transmisă, prin cablu coaxial *7*, unui oscilograf sau unui sistem de achiziţie şi prelucrare a datelor. Cum semnalul util este captat în golul cilindric al tubului rezistiv *1*, rezultă că în bucla de măsurare nu se induc tensiuni electromotoare datorate curentului măsurat i. Acest semnal este de forma:

$$u_{mn} = \rho J L \tag{14.160}$$

unde ρ este rezistivitatea materialului din tubul cilindric *1*, J - densitatea de curent şi L - lungimea tubului rezistiv.

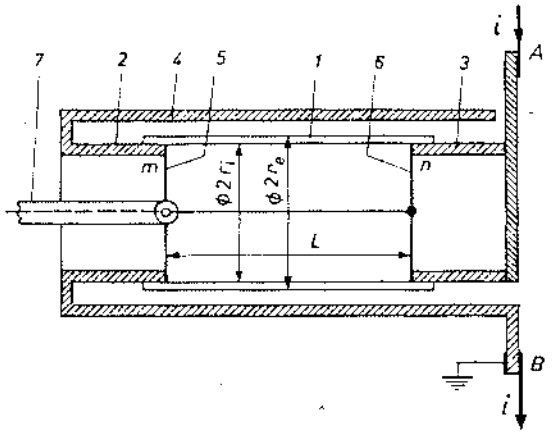


Fig. 14.84. Secţiune longitudinală în şuntul coaxial:
1 - element rezistiv; *2, 3* - capă cilindrică; *4* - ecran; *5, 6* - disc captator de potenţial; *7* - cablu coaxial; *A, B* - borne.

Pentru a evita pătrunderea câmpurilor magnetice variabile externe în bucla de măsurare, tubul rezistiv *1* este ecranat de ecranul tubular cilindric *4*. Grosimea acestui ecran joacă un rol important în atenuarea câmpurilor magnetice variabile externe. Din punct de vedere elctrodinamic şuntul coaxial, în afara bornelor, este inert, deoarece curenţii din tubul rezistiv şi din ecran sunt de sensuri opuse, iar câmpul magnetic rezultant spre exterior este nul.

14.4.2.2. Efectul pelicular tranzitoriu, timpul de răspuns. Şuntul coaxial este destinat măsurării curenţilor variabili (în regim tranzitoriu) şi, ca urmare, în peretele tubului rezistiv are loc un efect perpendicular tranzitoriu. Aprecierea calităţii şuntului coaxial se face pe baza răspunsului la excitaţie treaptă, şi anume prin mărimea numită *timp de răspuns*, care descrie cel mai bine comportarea în regim tranzitoriu [14.30]. Pentru domeniul definit de tubul cilindric rezistiv *1* de rază interioară r_i, rază exterioară r_e, sunt valabile ecuaţiile Helmholtz:

$$\Delta \mathrm{H} = \sigma\mu \frac{\partial \mathrm{H}}{\partial t} \tag{14.161}$$

$$\Delta \mathrm{E} = \sigma\mu \frac{\partial \mathrm{E}}{\partial t} \tag{14.162}$$

Relaţiile (14.161) şi (14.162) se transcriu în coordonate cilindrice şi se obţine:

$$\frac{\partial^2 H}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial H}{\partial r} - \frac{H}{r^2} = \sigma\mu \frac{\partial H}{\partial t} \tag{14.163}$$

$$\frac{\partial^2 E}{\partial r^2} + \frac{1}{r}\frac{\partial E}{\partial r} = \sigma\mu \frac{\partial E}{\partial t} \tag{14.164}$$

Vectorul **H** are numai componentă tangenţială, adică $\mathbf{H} = H\varphi$, iar vectorul **E** are numai componentă după axa z, adică $\mathbf{E} = E\,\mathbf{k}$ şi de aceea în relaţiile precedente s-a renunţat la marcarea vectorială.

În relaţiile (14.163) şi (14.164) se fac schimbările de variabilă:

$$r = r_i + \delta x \text{ cu } 0 < x < 1 \text{ şi } \delta = r_e - r_i \tag{14.165}$$

$$t = \sigma\mu\delta^2\tau \tag{14.166}$$

şi se exprimă câmpul magnetic H localizat la distanţa r în funcţie de curentul $i(r) = i$:

$$H = \frac{i}{2\pi r} \tag{14.167}$$

Din relaţia (14.163) se obţine, după neglijarea termenului H/r^2 pentru r foarte mare

$$\frac{1}{\delta^2}\frac{\partial^2 i}{\partial x^2} - \frac{1}{(r_i + \delta x)}\frac{\partial i}{\partial x} = \frac{1}{\delta^2}\frac{\partial i}{\partial \tau} \tag{14.168}$$

sau

$$\frac{\partial^2 i}{\partial x^2} + \frac{1}{x + \frac{r_i}{\delta}}\frac{\partial i}{\partial x} = \frac{\partial i}{\partial \tau} \tag{14.169}$$

În relaţia (14.169) $r_i >> \delta$ şi $0 < x < 1$; ca urmare se poate neglija termenul al doilea din partea stângă şi se obţine:

$$\frac{\partial^2 i}{\partial x^2} = \frac{\partial i}{\partial \tau} \tag{14.170}$$

Prin schimbarea de variabilă $y = \pi x$, din relaţia (14.170) se obţine:

$$\frac{\partial^2 i}{\partial y^2} = \frac{1}{\pi^2}\frac{\partial i}{\partial \tau} \tag{14.171}$$

Prin aplicarea transformării Laplace relaţiei (14.171), cu notaţia $\mathfrak{L} i = \mathfrak{I}$, rezultă:

$$\frac{\partial^2 \mathfrak{I}}{\partial y^2} = \frac{p}{\pi^2}\mathfrak{I} \tag{14.172}$$

cu soluţia generală:

$$\mathfrak{I} = Ae^{-\frac{\sqrt{p}}{\pi}y} + Be^{+\frac{\sqrt{p}}{\pi}y} \tag{14.173}$$

cu condiţia la graniţă:

$$\left.\begin{array}{c} r=r_i;\ x=0;\ y=0;\ i=0;\ \mathcal{L}i=\mathcal{F}=0; \\ r=r_e;\ x=1;\ y=\pi; \\ i=I;\ \mathcal{L}i=\mathcal{F}=I/p \end{array}\right\} \qquad (14.174)$$

După dezvoltări se revine la funcţia original:

$$i(x,\tau) = Ix + I\sum_{k=1}^{\infty} \frac{2\sin k\pi x}{(-k)^k k\pi} e^{-k^2\pi^2\tau} \quad \text{cu } 0<x<1 \qquad (14.175)$$

Densitatea de curent se calculează cu relaţia $J = di/dA$, unde $dA = 2\pi(r_i+\delta x)\delta dx = 2\pi r\,\delta\,dx$. Se obţine astfel expresia densităţii de curent:

$$i(x,\tau) = \frac{1}{2\pi r\delta}\left[1 + 2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k \cos(k\pi x)\, e^{-k^2\pi^2\tau}\right] \qquad (14.176)$$

Se revine la variabila de timp t cu relaţia (14.166) şi se obţine expresia finală a densităţii de curent:

$$J(x,t) = \frac{I}{2\pi r\delta}\left[1 + 2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k \cos(k\pi x)\, e^{-\frac{t}{T_k}}\right] \qquad (14.177)$$

cu notaţia:

$$T_k = \frac{\sigma\mu\delta^2}{\pi^2 k^2} \qquad (14.178)$$

Densităţile de curent pe peretele exterior (J_e) şi pe peretele interior (J_i) rezultă din expresia (14.178), în care se pune $r = r_e$, respectiv $r = r_i$:

$$J_e = \frac{I}{2\pi r_e\delta}\left[1 + 2\sum_{k=1}^{\infty} e^{-\frac{t}{T_k}}\right] \qquad (14.179)$$

$$J_i = \frac{I}{2\pi r_i\delta}\left[1 + 2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k e^{-\frac{t}{T_k}}\right] \qquad (14.180)$$

Tensiunea de măsurare u_m, culeasă de cablul coaxial 7, din fig.14.84 se obţine integrând căderea de tensiune pe peretele interior al tubului rezistiv 1, cu ajutorul relaţiei (14.180):

$$u_m = \rho J_i L = \frac{\rho JL}{2\pi r_i\delta}\left[1 + 2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k e^{-\frac{t}{T_k}}\right] \qquad (14.181)$$

Funcţia indicială a tensiunii de măsurare u_m se extrage din relaţia (14.181) şi este :

$$f_1(t) = 1 + 2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k e^{-\frac{t}{T_k}} \qquad (14.182)$$

cu care se determină timpul de răspuns:

$$T_r = \int_0^{\infty}\left\{1 - \left[1 + 2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k e^{-\frac{t}{T_k}}\right]\right\} dt = \frac{\mu\sigma\delta^2}{6} \qquad (14.183)$$

Se observă că timpul de răspuns T_r este proporţional cu pătratul grosimii δ a peretelui de material rezistiv. Din această cauză la măsurarea curenţilor variabili de mare intensitate apar dificultăţi în a obţine un timp de răspuns mic. În adevăr, din motive de stabilitate termică, se cere o grosime mare a tubului rezistiv. Realizarea unui compromis între grosimea mare a peretelui tubului rezistiv şi un timp de răspuns mic este posibilă prin compensarea timpului de răspuns.

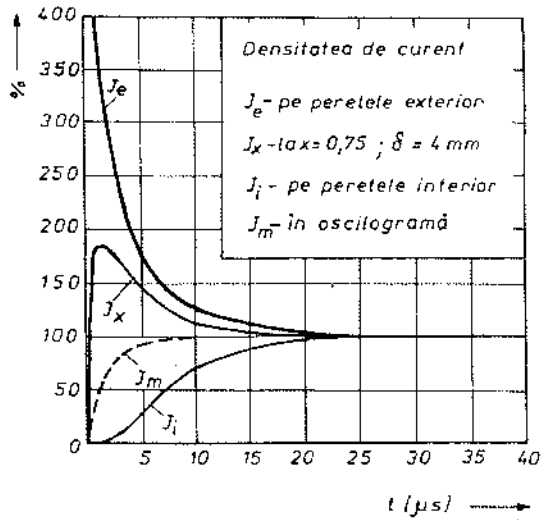


Fig. 14.85. Densitatea de curent în peretele cilindric tubular.

Compensarea timpului de răspuns. Din numeroase metode [14.29, 14.30, 14.37] de compensare, din punct de vedere practic sunt preferate cele care oferă o realizare tehnologică mai puţin dificilă.

În fig.14.85 s-a reprezentat grafic densitatea de curent, dată de relaţia (14.177), pentru un şunt coaxial, cu tubul cilindric rezistiv din manganină cu grosimea $\delta = 4$ mm şi rezistenţa de 70 $\mu\Omega$. Se constată că pentru o anumită valoare a lui x (spre exemplu $x = 0{,}5$, curba punctată), densitatea de curent în regim tranzitoriu este practic o mărime constantă, adică un invariant cu timpul. Pentru a obţine un timp de răspuns compensat, adică cât mai aproape de valoarea zero, ar fi util ca să se culeagă informaţia de măsurare $u_m = \rho J_x L$, corespunzătoare acelei valori a lui x. Acest principiu este aplicat prin practicarea unei conexiuni de măsurare ca în fig.14.86, *a*, în care tensiunea de măsurare are expresia generală:

$$u_m = \rho J_x L = \rho J_i L + \frac{d\phi}{dt} \tag{14.184}$$

unde J_i este densitatea de curent dată de relaţia (14.180), iar $d\phi/dt$ este tensiunea indusă în bucla de măsurare haşurată mai intens.

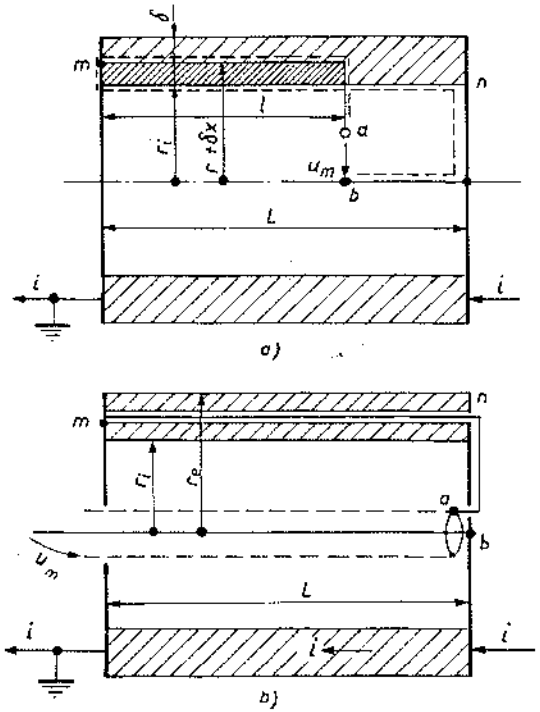


Fig. 14.86. Relativ la compensarea timpului de răspuns:
a) schiţă pentru calcul; *b)* schiţă a soluţiei constructive.

14.4.2.3. Evaluarea tensiunii induse $d\phi/dt$. Din ecuaţiile lui Maxwell în coordonate cilindrice, fără efect de capăt cu direcţii cunoscute pentru H,E,J şi deci prin renunţarea la marcarea vectorială, se poate scrie:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{1}{\mu}\frac{\partial E}{\partial r} = \frac{1}{\mu\sigma}\frac{\partial J}{\partial r} \tag{14.185}$$

Cu schimbarea de variabilă:

$$r = r_1 + \delta x;\ 0<x<1;\ \delta = r_e - r_i \tag{14.186}$$

se obţine:

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \frac{1}{\sigma\mu\delta}\frac{\partial J}{\partial x} \tag{14.187}$$

sau prin integrare:

$$H(x,t) = \frac{1}{\sigma\mu\delta}\int_0^t \frac{\partial J}{\partial x}dt \tag{14.188}$$

Cu expresia lui $J(x,t)$ din (14.177), cu $r \approx r_i$ şi după efectuarea integralei rezultă:

$$H(x,t) = \frac{I}{r_i\pi^2}\left[\sum_{k=1}^{\infty}\frac{(-1)^k}{k}\sin(k\pi x)\left(e^{-\frac{t}{T_k}}-1\right)\right] \tag{14.189}$$

Expresia fluxului magnetic cuprins în bucla de măsurare este:

$$\phi = \int_{r_i}^{r} B\,dA = l\mu\int_{r_i}^{r} H dr = \mu\delta l\int_0^x H dx \tag{14.190}$$

Cu expresia lui H din relaţia (14.189) se obţine:

$$\phi = -\frac{\mu\delta l I}{r_i\pi^3}\left[\sum_{k=1}^{\infty}\frac{(-1)^k}{k^2}\left(e^{-\frac{t}{T_k}}-1\right)(\cos k\pi x - 1)\right] \tag{14.191}$$

iar tensiunea indusă în bucla de măsurare devine:

$$\frac{d\phi}{dt} = \frac{\rho L I}{2\pi r_i\delta}\left[2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k(\cos k\pi x - 1)\,e^{-\frac{t}{T_k}}\right] \tag{14.192}$$

În acest mod expresia (14.184) a tensiunii de măsurare devine:

$$u_m = \frac{\rho L I}{2\pi r_i\delta}\left[1+2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k e^{-\frac{t}{T_k}}\right] + \frac{\rho l I}{2\pi r_i\delta}\left[2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k(\cos k\pi x - 1)\,e^{-\frac{t}{T_k}}\right] \tag{14.193}$$

Din punct de vedere tehnologic este preferabil ca bucla de măsurare să satisfacă condiţia $l = L$ şi atunci relaţia (14.193) se transformă în

$$u_m = \frac{\rho L I}{2\pi r_i\delta}\left[1+2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k\cos(k\pi x)\,e^{-\frac{t}{T_k}}\right] \tag{14.194}$$

Funcţia indicială a tensiunii de măsurare din relaţia (14.194) este:

$$f(t) = 1 + 2\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k\cos(k\pi x)\,e^{-\frac{t}{T_k}} \tag{14.195}$$

Pentru un răspuns compensat, şi deci un timp de răspuns tinzând către zero, funcţia indicială ar trebui să reprezinte un invariant în raport cu timpul, şi deci pentru $t = 0$. În acest caz este necesar ca:

$$\sum_{k=1}^{\infty}(-1)^k\cos(k\pi x) = C_0 = \text{constant} \tag{14.196}$$

Valoarea lui x care satisface condiţia $C_0 = 0 =$ constant, este $x = 0{,}5$, adică pentru a obţine un răspuns compensat al şuntului ($T_r \approx 0$) este necesar ca potenţialul punctului m să fie preluat cu ajutorul unui conductor care trece

longitudinal, ca în fig.14.86,*b* prin peretele tubului rezistiv la jumătate din grosimea acestuia pe toată lungimea lui. Această concluzie este confirmată experimental numai dacă $\delta \ll r_i$, căci în această ipoteză s-au efectuat calculele. Astfel pentru un şunt cu rezistenţa de 70 $\mu\Omega$ şi grosimea $\delta = 4$ mm, confecţionat din manganină s-au obţinut oscilogramele următoare:

Fig.14.87 - şuntul necompensat cu timpul de răspuns $T_r = 8{,}4$ μs

Fig.14.88 - şuntul parţial compensat, $l<L$, cu timpul de răspuns $T_r = 3{,}15$ μs.

Fig.14.89 - şuntul compensat, $l=L$, cu timpul de răspuns $T_r = 1{,}22$ μs.

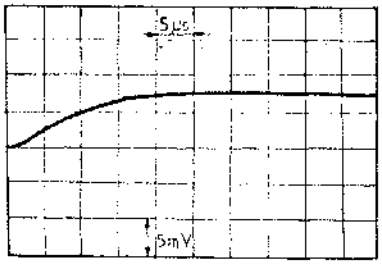


Fig. 14.87. Răspunsul şuntului necompensat, $T_r = 8{,}4$ μs.

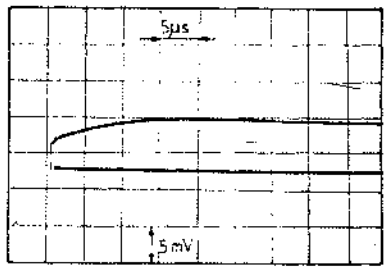


Fig. 14.88. Răspunsul şuntului compensat parţial, $l<L$; $T_r = 3{,}15$ μs.

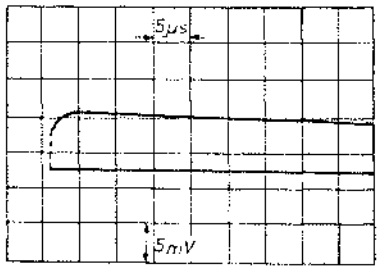


Fig. 14.89. Răspunsul şuntului compensat, $l = L$; $T_r = 1{,}22$ μs.

În fig.14.86,*b* se indică, pentru şuntul compensat, modul de realizare a legăturilor la cablul coaxial. Firul cald al cablului coaxial se conectează la discul *n* în punctul *b*, iar ecranul se conectează la discul *m* printr-un conductor izolat, care traversează longitudinal elementul activ (rezistiv) al şuntului.

14.4.2.4. Şuntul coaxial cu pereţi groşi. În acest caz, în relaţia (14.169) nu se mai poate neglija termenul al doilea din partea stângă. Rezolvarea completă [14.30] conduce la următoarele rezultate:

a) Densitatea de curent:

$$J = \frac{i}{\pi(r_e^2 - r_i^2)}\left[1 - \frac{r_e^2 - r_i^2}{r_e r_i}\sum_{k=1}^{\infty}\frac{J_1(x_k)N_0(x_k\frac{r}{r_i}) - N_1(x_k)I_0(x_k\frac{r}{r_i})}{a_k}\,e^{-\frac{t}{T_k}}\right] \quad (14.197)$$

b) Timpul de răspuns:

$$T_r = \frac{r_e^2 - r_i^2}{r_e r_i}\sum_{k=1}^{\infty} A_k T_k \quad (14.198)$$

cu notaţiile:

x_k-rădăcina ecuaţiei $J_1(x)N_1(mx) - N_1(x)J_1(mx) = 0$ (14.199)

$$\left.\begin{aligned} m &= r_e/r_i \\ a_k &= J_1(mx_k)N_0(x_k) - N_1(mx_k)J_0(x_k) + m[N_1(x_k)J_0(mx_k) - J_1(x_k)N_0(mx_k)] \\ A_k &= [J_1(x_k)N_0(x_k) - N_1(x_k)J_0(x_k)]/a_k \end{aligned}\right\} \quad (14.200)$$

$$T_k = \frac{\sigma\mu r_i^2}{x_k^2}$$

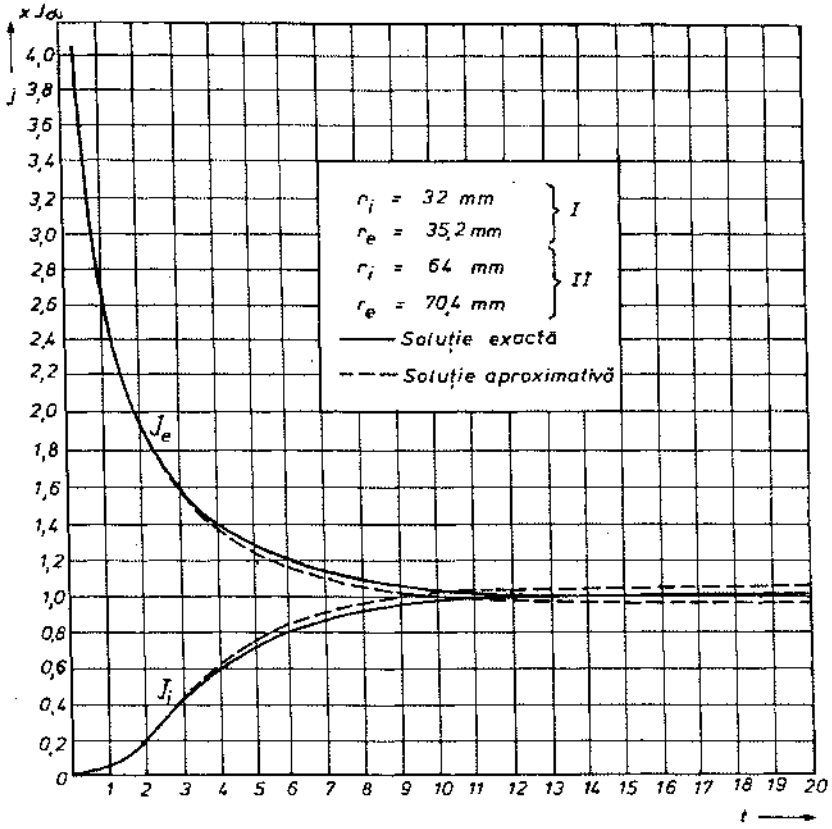


Fig. 14.90. Densitatea de curent calculată cu soluţia exactă (14.197) şi aproximativă (14.179) şi (14.180).

În fig.14.90 sunt trasate diagramele densităţilor de curent pe peretele interior J_i şi pe peretele exterior J_e pentru două tuburi de manganină, atât cu

relaţiile (14.179) şi (14.180) ca soluţii aproximative, cât şi cu soluţia exactă (14.197). În primul caz, grosimea peretelui tubului rezistiv este de 3,2 mm la o rază interioară de 32 mm, iar în cazul al doilea grosimea peretelui tubului rezistiv este de 6,4mm la o rază interioară de 64mm. Se observă că pentru primele μs cele două tipuri de soluţii dau valori apropiate, dar la valori mai mari ale timpului există deosebiri sensibile. Este de remarcat faptul că, în calculele efectuate, grosimea peretelui tubului rezistiv este relativ mare, şi anume 0,1 din raza interioară a tubului. În cazul în care grosimea peretelui este de 0,01 din raza interioară, cele două tipuri de soluţii sunt practic echivalente.

Notă. Timpul de răspuns al lanţului de măsurare este modificat (majorat) de celelalte componente (cablul coaxial, oscilograful catodic). În lucrarea [14.30] sunt prezentate calculele pentru stabilirea timpului de răspuns al lanţului de măsurare, ca şi posibilităţile de compensare a timpului de răspuns intrinsec.

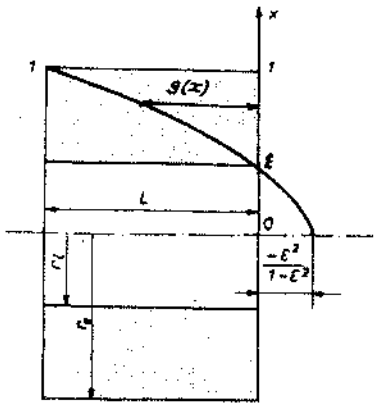


Fig. 14.91. Relativ la compensarea şuntului coaxial cu pereţi groşi.

Folosirea şuntului cu pereţi groşi este justificată numai dacă se realizează o compensare a timpului de răspuns. Una din metodele de compensare este descrisă în lucrarea [14.37] şi constă în traversarea peretelui gros, de către firul captator după un profil, ca în fig.14.91, de ecuaţie

$$g(x) = \frac{x^2 - \varepsilon^2}{1 - \varepsilon^2} \qquad (14.201)$$

unde s-a notat $\varepsilon = r_i/r_e$, dimensiunile în secţiune ale şuntului devenind adimensionale, iar $\varepsilon < x < 1$.

Notă. Realizarea compensării şuntului după profilul dat de relaţia (14.201) presupune confecţionarea elementului activ (rezistiv) din două jumătăţi de tub cilindric, în care se excavează un şanţ prin care trece conductorul captator de potenţial. Compensarea şuntului prin metoda schiţată în fig.14.86,*b* presupune folosirea tolei de material rezistiv în două straturi printre care trece conductorul captator.

14.4.3. Divizorul de tensiune

La încercarea aparatelor de comutaţie, în scopul măsurării tensiunilor de restabilire şi de arc electric, se folosesc divizoare de tensiune capacitive, divizoare mixte R-C serie, divizoare universale.

14.4.3.1.Divizorul capacitiv cu structură simplă. Schema electrică a divizorului capacitiv este indicată în fig.14.92, în care se observă că tensiunea măsurată este u_1, iar tensiunea aplicată osciloscopului este u_2, la bornele rezistenţei R_2 de intrare în osciloscop; R_1 este o rezistenţă egală cu impedanţa caracteristică a cablului de măsurare prin care se transmite semnalul de la divizor la osciloscop. Rezistenţa R_2 are în mod uzual valoarea de 1 MΩ în timp ce $R_1 = 50\ \Omega$ sau $75\ \Omega$. Se constată deci că:

$$R_1 + R_2 = R \simeq R_2 \qquad (14.202)$$

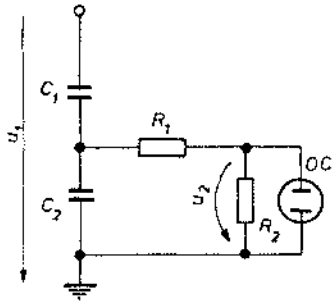


Fig. 14.92. Schema electrică a divizorului capacitiv.

Cu notaţiile din fig.14.92, ecuaţiile de funcţionare ale schemei sunt:

$$\left.\begin{aligned} u_1 &= \frac{1}{C_1}\int_0^t i\,dt + u_2 \\ i &= i_1 + i_2 \\ i_1 &= C_2\frac{du_2}{dt} \\ i_2 &= \frac{u_2}{R} \end{aligned}\right\} \qquad (14.203)$$

Se obţine astfel, ţinînd seama şi de relaţia (14.202), răspunsul la excitaţia treaptă de tensiune:

$$u_2 = u_1\frac{C_1}{C_1 + C_2}\,e^{-\frac{t}{R(C_1 + C_2)}} \qquad (14.204)$$

şi cu caracteristica de frecvenţă în amplitudine:

$$G(\omega) = \frac{\omega\tau}{\sqrt{1 + \omega^2\tau^2}} \qquad (14.205)$$

cu $\tau = R(C_1 + C_2)$ (14.206)

După cum rezultă din ultimele două relaţii, un divizor de tensiune capacitiv, al cărui braţ de joasă tensiune se închide pe o rezistenţă, nu poate fi folosit la măsurarea tensiunilor de curent continuu, dar poate fi folosit cu succes la măsurarea tensiunilor alternative până la frecvenţe ridicate, spre exemplu 1 MHz.

Pentru frecvenţe foarte ridicate, de ordinul 10...100 MHz, se folosesc divizoare de tensiune înglobate în structuri coaxiale, la care inductivitatea intrinsecă a conexiunilor între braţul de înaltă tensiune - capacitatea C_1 în fig.14.92 - şi braţul de joasă tensiune - capacitatea C_2 - este practic nulă. Un astfel de divizor este prezentat în fig.14.93. Structura coaxială este realizată între conductorul central *1* şi conductorul tubular *2*. Armătura cilindrică *4* formează capacitatea C_1 faţă de conductorul *1* şi capacitatea C_2 faţă de conductorul *2*, faţă de care este

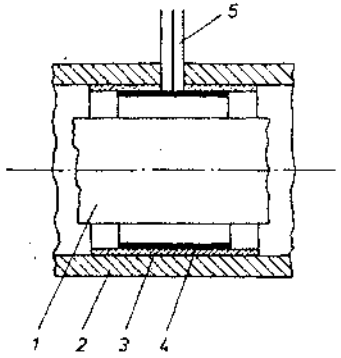


Fig. 14.93. Construcţia coaxială a divizorului capacitiv.

izolată cu pelicula electroizolantă *3*. Cu ajutorul mufei coaxiale *5*, se realizează legătura la cablul de măsurare. Realizarea unei presiuni de 10 bar în incintă determină o sensibilă creştere o rigidităţii dielectrice şi permite utilizarea divizorului de tensiuni la ordinul 10...30 kV. Măsuri speciale se iau pentru obţinerea unor performanţe deosebite, printre care sunt: ecranarea prizei de măsurare pe armătura *4* şi limitarea lungimii armăturii *4* la o valoare mai mică decât 1/10 din lungimea de undă proprie a structurii coaxiale.

14.4.3.2. Divizorul de tensiune mixt serie R-C, cu structură simplă. Proprietăţile acestui tip de divizor rezultă din studiul comportării schemei de bază prezentate în fig.14.49. Braţul de înaltă tensiune este format din rezistenţa R_1 şi capacitatea C_1, iar cel de joasă tensiune - din rezistenţa R_2 şi capacitatea C_2. Divizorul de tensiune se conectează la plăcile oscilografului catodic prin intermediul unui cablu coaxial. În acest caz, este necesar ca acest cablu să se conecteze la divizor prin intermediul unei rezistenţe egale în valoare cu impedanţa caracteristică Z_c a cablului de măsurare.

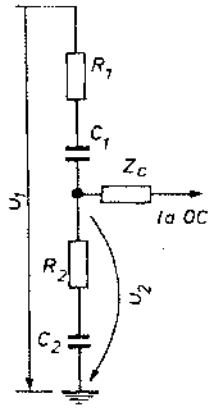


Fig. 14.94. Divizor mixt R-C, cu structură simplă.

Ecuaţiile de funcţionare privind tensiunea de intrare u_1 şi tensiunea de ieşire u_2 sunt:

$$\left.\begin{aligned} u_1 &= R_1 i + \frac{1}{C_1}\int_0^t i\,dt + u_2 \\ u_2 &= R_2 i + \frac{1}{C_2}\int_0^t i\,dt \end{aligned}\right\} \qquad (14.207)$$

Răspunsul la excitaţia treaptă. La excitarea divizorului cu tensiunea treaptă $u_1 = U$, rezultă răspunsul:

$$u_2 = U\frac{C}{C_2}\left[1 + \left(\frac{\tau_2}{\tau} - 1\right)e^{-\frac{t}{\tau}}\right] \qquad (14.208)$$

unde:

$$C = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2}\ ;\ R = R_1 + R_2$$
$$\tau = RC\ ;\ \tau_2 = R_2 C_2\ ;\ \tau_1 = R_1 C_1$$

Răspunsul poate lua una din următoarele trei forme:

a) Pentru aceeaşi constantă de timp în braţul de înaltă tensiune şi în braţul de joasă tensiune, adică pentru $R_1C_1 = R_2C_2 = RC$ se obţine:

$$u_2 = \frac{R_2}{R}U \qquad (14.209)$$

Adică, răspunsul este compensat de forma treptei, ca în fig.14.95,*a*, şi deci cu timpul de răspuns zero.

b) Pentru $\tau_2/\tau > 1$ se obţine un răspuns supracompensat, ca în fig.14.95,*b*.

c) Pentru $0 < \tau_2/\tau < 1$ rezultă un răspuns subcompensat, ca în fig.14.95,*c*.

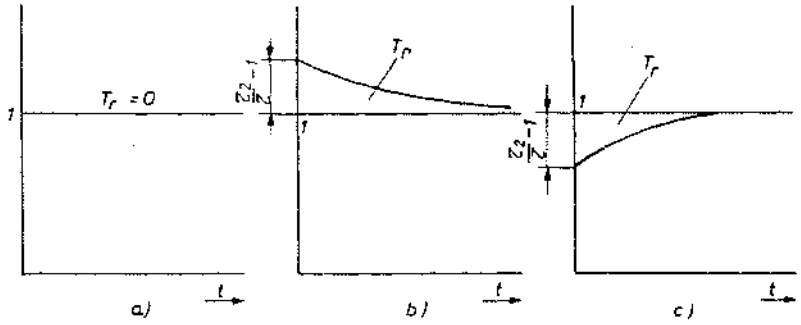


Fig. 14.95. Răspunsuri la excitaţia treaptă:
a) compensat; *b)* supracompensat; *c)* subcompensat.

La un divizor de tensiune compus din module *RC* identice şi la care se practică o priză, pentru măsurarea în joasă tensiune răspunsul este întotdeauna compensat.

La un divizor format din două sau mai multe elemente eterogene, există posibilitatea de a avea oricare din cele trei tipuri de răspunsuri.

Caracteristica de frecvenţă. Această caracteristică oferă posibilităţi mai largi de apreciere a variantelor de schemă. Funcţia de transfer a schemei din figură este:

$$G(p) = \frac{p + \frac{1}{\tau_2}}{p + \frac{1}{\tau}} \qquad (14.210)$$

De aici rezultă caracteristica de frecvenţă:

$$\underline{G}(j\omega) = \frac{\tau^2}{1 + \omega^2\tau^2}\left[\frac{1}{\tau\tau_2} + \omega^2 + j\omega\left(\frac{1}{\tau} - \frac{1}{\tau_2}\right)\right] \qquad (14.211)$$

cu caracteristica de amplitudine:

$$A(\omega) = \frac{\tau^2}{1+\omega^2\tau^2}\sqrt{\left(\frac{1}{\tau\tau_2}+\omega^2\right)^2+\omega^2\left(\frac{1}{\tau}-\frac{1}{\tau_2}\right)^2} \qquad (14.212)$$

Variantele caracteristicii de frecvenţă în amplitudine sunt:

a) pentru $\tau = \tau_2$, $A(\omega) = R_2/R$ = const., şi deci amplitudinea tensiunii de ieşire nu este influenţată de frecvenţa de excitaţie a divizorului.

b) pentru $\tau \neq \tau_2$ există o dependenţă a amplitudinii semnalului faţă de frecvenţa de excitaţie a divizorului de tensiune.

Notă. Implicaţiile privind prezenţa inductivităţii în braţul de înaltă tensiune, în cablul coaxial şi în impedanţa de sarcină sunt prezentate în lucrarea [14.30].

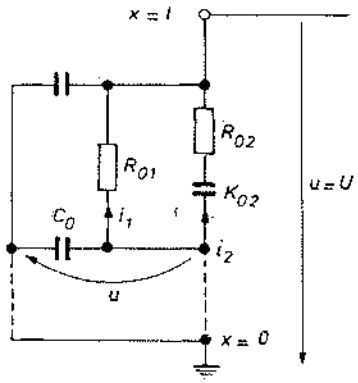


Fig. 14.96. Modul din divizorul universal.

14.4.3.3. Divizorul universal cu structură complexă. În cazul în care un divizor de tensiune este destinat pentru măsurarea tensiunilor de curent continuu, de curent alternativ şi de impuls, construcţia acestuia se realizează din mai multe module conectate în serie, cu structura din fig.14.96. Pentru obţinerea răspunsului la excitaţie treaptă de tensiune, un asemenea divizor se tratează ca o linie lungă (cu considerarea fenomenului de propagare).

Parametrii lineici ai divizorului sunt:

C_0, capacitatea transversală, mărime parazitară;

R_{01}, rezistenţa longitudinală, paralel, mărime de construcţie;

R_{02}, rezistenţă serie, mărime de construcţie.

K_{02}, capacitate serie, mărime de construcţie.

Prezenţa rezistenţei lineice longitudinale R_{01} îmbunătăţeşte performanţele divizorului la măsurarea tensiunilor continui cu ajutorul oscilografelor cu impedanţă de intrare finită, de exemplu 1 MΩ. În adevăr, în cazul unui divizor capacitiv, această impedanţă cumulată în paralel pe braţul de joasă tensiune face imposibilă utilizarea divizorului la frecvenţa zero. În acelaşi timp, prezenţa rezistenţelor longitudinale ridică probleme de dimensionare la încălzire a acestora; o valoare cât mai ridicată a rezistenţelor este de recomandat, din acest punct de vedere, dar în acest caz eficienţa la măsurarea semnalelor de frecvenţă mică este mai limitată.

Între mărimile lineice şi cele totale, ţinând seama de lungimea l a divizorului, există relaţiile:

$$\left.\begin{aligned} C &= C_0 l \\ R_1 &= R_{01} l \\ R_2 &= R_{02} l \\ K_2 &= K_{02}/l \end{aligned}\right\} \qquad (14.213)$$

Performanţele divizorului se stabilesc pe baza ecuaţiilor integro-diferenţiale, în acord cu fig.14.96.

$$-\frac{\partial u}{\partial x}dx = R_{01} i_1 dx \qquad (14.214)$$

$$-\frac{\partial u}{\partial x}dx = \frac{1}{\frac{K_{02}}{dx}}\int_0^t i_2 dt + R_{02} i_2 dx \qquad (14.215)$$

$$-\frac{\partial}{\partial x}(i_1 + i_2)dx = C_0 dx \frac{\partial u}{\partial t} \qquad (14.216)$$

Aceste ecuaţii, la aplicarea excitaţiei treaptă de tensiune $u = U$, conduc la răspunsul pe partea de joasă tensiune a divizorului:

$$u(t) = U\frac{x}{l}\left[1 + \frac{2R_1K_2}{R_2C}\sum_{n=1}^{\infty}(-1)^n\pi^2n^2\,e^{-at}\left(\mathrm{ch}bt + \frac{b}{a}\mathrm{sh}bt\right)\right] \qquad (14.217)$$

cu notaţiile:

$$a = \frac{n^2\pi^2}{2R_2C}\ ;\quad b = \sqrt{\left(\frac{n^2\pi^2}{2R_2C}\right)^2 - \frac{n^2\pi^2}{R_1R_2CK_2}} \qquad (14.218)$$

şi cu demonstraţia din lucrarea [14.30]. Relaţia finală (14.217) este valabilă pentru $R_1 \gg R_2$ şi $K_2 > C$, condiţii îndeplinite la divizoarele construite.

Dacă $R_1 \to \infty$, din relaţia (14.217) rezultă:

$$u(t) = U\frac{x}{l}\left[1 + 2\sum_{n=1}^{\infty}(-1)^n\exp\left(-\frac{n^2\pi^2}{R_2C}t\right)\right] \qquad (14.219)$$

adică relaţia divizorului mixt serie R-C cu structură simplificată, la care se consideră că $n^2\pi^2k \gg C$.

La un divizor de tensiune de tip universal, structura de bază rămâne aceea a divizorului mixt serie R-C, având în vedere că rezistenţa longitudinală R_1 (100...1000 MΩ) este cu mult mai mare decât rezistenţa serie R_2 (400...600 Ω). La execuţia divizorului este necesar să se ecraneze rezistenţa longitudinală, în vederea asigurării unui câmp electric constant în lungul rezistenţei.

Notă. Considerarea fenomenului de propagare în întreaga structură a lanţului de măsurare (linie de racord, divizor, cablu de măsurare, oscilograf) este tratată în lucrarea [14.30].

14.4.3.4. Aplicaţie la încercarea unui întreruptor de putere. Un alt caz reprezentativ, în care se cere ca şunturile coaxiale şi divizoarele de tensiune să aibă performanţe superioare, este cel al încercării la capacitate de deconectare a unui întreruptor de putere de joasă sau înaltă tensiune, în curent alternativ. În adevăr, reuşita unei întreruperi depinde de procesele fizice ce au loc în jurul

trecerii prin zero a curentului de scurtcircuit, în etapa în care contactele aparatului s-au separat, iar în camera de stingere există un arc electric. Fără a intra în detalii specifice, este suficient să se menţioneze că, în aceste condiţii, este necesar să se măsoare [14.44]:

a) curentul intens, cu câteva microsecunde înainte de trecerea naturală prin valoarea zero;

b) tensiunea de arc electric;

c) curentul postarc, cu câteva ordine de mărime mai mic decât curentul de scurtcircuit;

d) tensiunea de restabilire la bornele întreruptorului, în cazul întreruperii reuşite.

O schemă electrică pentru măsurarea mărimilor menţionate, cu ajutorul şunturilor şi al divizoarelor de tensiune, trebuie să satisfacă condiţia de a elimina interferenţa între circuitul de curent intens şi circuitele utilizate la măsurarea tensiunilor. O asemenea schemă, numită *montaj diferenţial*, este arătată în fig.14.97. Divizorul de tensiune Dt_1 măsoară, pe conturul A,B,C,A, tensiunea:

$$u_A = u + \frac{d\phi}{dt} \qquad (14.200)$$

unde u_A este tensiunea bornei A faţă de masă (punctul C);
u - tensiunea la bornele întreruptorului;
$d\phi/dt$ - tensiunea indusă în bucla de măsurare.

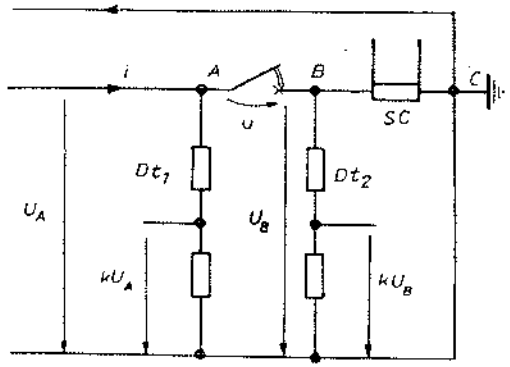


Fig. 14.97. Schema de principiu a montajului diferenţial.

Divizorul de tensiune Dt_2 măsoară, pe conturul B,C,B, tensiunea

$$u_B = \frac{d\phi}{dt} \qquad (14.221)$$

Semnalele captate pe braţele de joasă tensiune ale celor două divizoare sunt ku_A şi ku_B, unde k este raportul de reducere al celor două divizoare de tensiune. Prin efectuarea diferenţei:

$$ku_A - ku_B = k(u + \frac{d\phi}{dt} - \frac{d\phi}{dt}) = ku \qquad (14.222)$$

se constată că se obţine un semnal proporţional cu tensiunea la bornele întreruptorului şi că se elimină tensiunea indusă în bucla de măsurare.

În fig.14.98 se prezintă schema de conexiuni corespunzătoare montajului diferenţial. Cele două semnale ku_A şi ku_B se introduc în amplificatorul diferenţial al osciloscopului OC, în care se efectuează diferenţa dată de relaţia (14.222). Cablurile de măsurare Cm_1, Cm_2 şi Cm_3, dublu ecranate, sunt introduse în interiorul ecranului E_c. Divizoarele de tensiune Dt_1 şi Dt_2, de construcţie identică, sunt de tipul mixt serie R-C sau de tip universal.

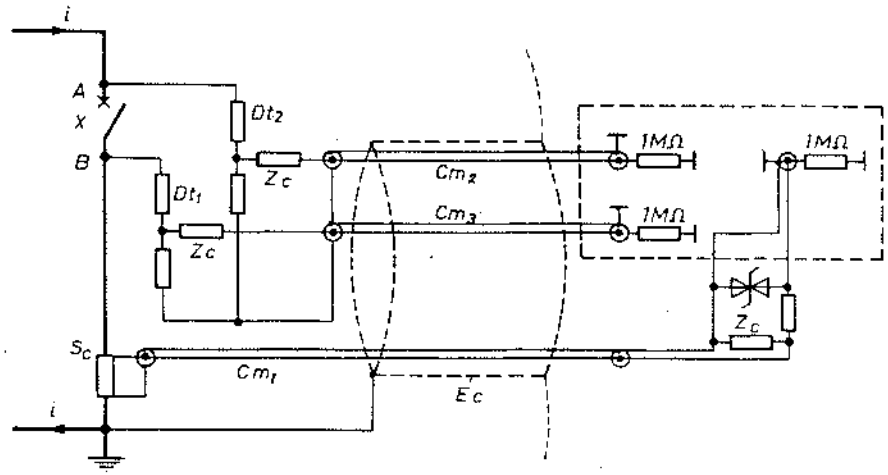


Fig. 14.98. Schema de conexiuni a montajului diferenţial.

Măsurarea curentului de scurtcircuit şi a curentului postarc se realizează cu şuntul coaxial S_c. Cum între intensităţile celor doi curenţi există diferenţe de câteva ordine de mărime, limitarea semnalului transferat de cablul de măsurare Cm_1 se obţine cu ajutorul a două diode Zener, montate antiparalel la intrarea în osciloscop.

Utilizarea montajului diferenţial necesită o prealabilă echilibrare a celor două bucle de măsurare, în care sunt introduse divizoarele de tensiune. Astfel, dacă întreruptorul *I* este închis şi prin el trece curent intens, amplasarea geometrică a celor două divizoare de tensiune trebuie astfel făcută, încât amplificatorul diferenţial al osciloscopului să scoată o tensiune nulă.

Există un singur punct de conectare la pământ, şi anume la şuntul coaxial S_c. Pentru a evita formarea de bucle, divizoarele de tensiune Dt_1 şi Dt_2 primesc potenţialul pământului prin intermediul ecranelor cablurilor coaxiale [14.44].

14.4.4. Adaptări

Transmiterea informaţiei de măsurare de la senzorul de măsurare (şunt, divizor de tensiune) se efectuează prin cablul coaxial sau prin intermediul unui sistem format din convertoare electro-optice, linie optică, convertoare optoelectrice (14.4.5.). În orice situaţie, dacă transferul de informaţie de la senzor cuprinde şi un cablu coaxial, acesta trebuie tratat la extremităţi pentru a se elimina reflexiile multiple.

14.4.4.1. Adaptarea la măsurarea cu şunt coaxial. Rezistenţa electrică a şuntului coaxial este de ordinul mΩ sau fracţiuni de mΩ, iar impedanţa de intrare în osciloscraf sau o interfaţă de prelucrare este de aproximativ 1 MΩ. În scopul evitării reflexiilor la această ultimă extremitate cablul coaxial se termină cu o rezistenţă neinductivă egală cu impedanţa caracteristică a cablului coaxial Z_c, cum se arată în fig.14.98.

14.4.4.2. Adaptarea la măsurarea cu divizor de tensiune. Această adaptare se efectuează în funcţie de natura divizorului, după cum urmează:

* *Divizor rezistiv*, ca în fig.14.99. Adaptarea se face cu rezistenţa neinductivă egală cu impedanţa caracteristică Z_c a cablului coaxial *Cb*. La evaluarea raportului de reducere, rezistenţa R_2 şi impedanţa Z_c se consideră ca fiind conectate în paralel.

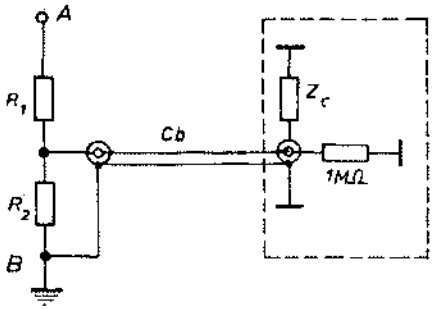


Fig. 14.99. Adaptarea la divizorul de tensiune rezistiv.

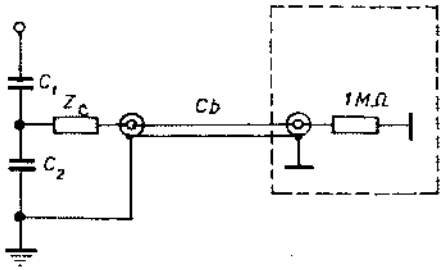


Fig. 14.100. Adaptarea la divizorul de tensiune capacitiv (coaxial).

* *Divizor capacitiv*, ca în fig.14.100. Adaptarea nu se poate face cu impedanţă caracteristică plasată la extremitatea din dreapta, deoarece aceasta ar şunta capacitatea C_2. Adaptarea se efectuează cu ajutorul impedanţei caracteristice Z_c, plasată la intrarea în cablul coaxial *Cb*. Această impedanţă absoarbe unda reflectată care provine de la extremitatea în gol (1 MΩ).

* *Divizorul mixt serie R-C.* Adaptarea se efectuează ca în cazul precedent, dar la intrarea în cablul coaxial impedanţa are valoarea Z_c-R_2. Banda de frecvenţă poate ajunge până la 1 MHz. În fig.14.101 este dată schema corespunzătoare.

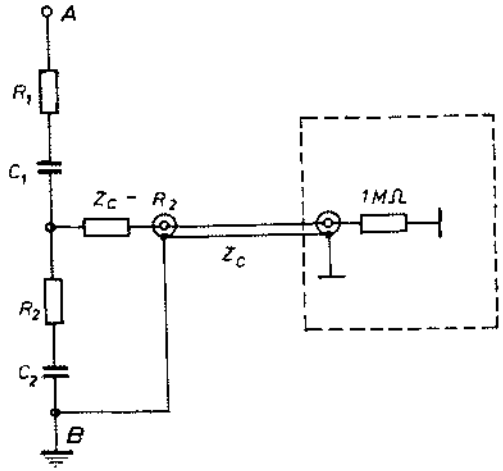


Fig. 14.101. Adaptarea la divizorul de tensiune R-C serie, cablu coaxial scurt.

* *Divizorul mixt R-C serie, divizorul universal*, cu cablul coaxial de lungime mare (>10 m). La extremitatea către osciloscraf sau interfaţă se conectează impedanţa caracteristică Z_c în serie cu capacitatea C_b, a cablului coaxial, cum se arată în fig.14.102.

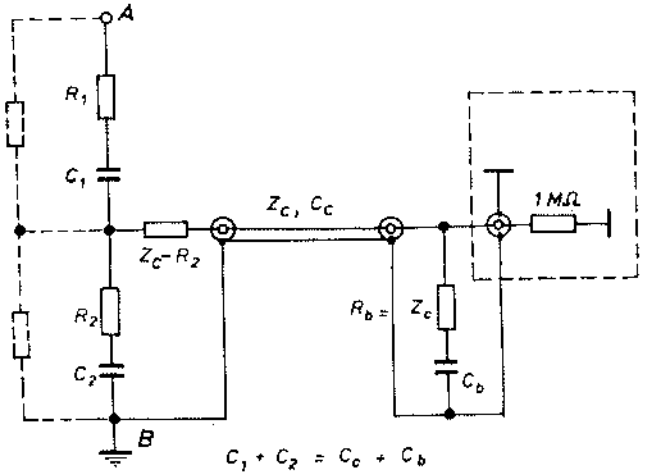


Fig. 14.102. Adaptarea la divizorul de tensiune R-C serie şi universal, cablu coaxial lung.

Notă. În toate cazurile impedanța de 1 MΩ este impedanța de intrare în osciloscop sau interfață.

14.4.5. Producerea excitației treaptă

Pentru măsurarea timpului de răspuns al unui dispozitiv de măsurare, șunt sau divizor de tensiune, este necesar să se producă excitații treaptă de curent, respectiv treaptă de tensiune. În fig.14.103, *a* se prezintă una din schemele electrice folosite [14.39] pentru obținerea treptei de curent. Condensatorul *4*, de aproximativ 1 μF, este încărcat la tesiunea de 6...10 kV cu redresorul *1*, prin rezistența de protecție *2* de 0,1 MΩ. Acest condensator servește ca acumulator de energie pentru cablul coaxial *5*, care este folosit drept condensator cu inductivitate internă minimă. Cablul coaxial se încarcă prin intermediul rezistenței *3* de aproximativ 4 MΩ. Cablul coaxial *5* se descarcă repetat, cu o frecvență de 20...30 Hz, pe rezistența șuntului *7*, care se încearcă, prin autoamorsarea eclatorului *6*. Pentru a diminua durata proprie de acționare a eclatorului *6* la câteva nanosecunde, se recomandă ca descărcarea acestuia să aibă loc în azot uscat, la o presiune de 6...10 bar. Căderea de tensiune pe șuntul *7* este transmisă osciloscopului *10* prin intermediul cablului de măsură *8*, adaptat cu impedanța caracteristică *9*.

Se observă că la descărcarea cablului, una din extremitățile acestuia este liberă, iar cea de-a doua este scurtcircuitată. Curentul de descărcare are amplitudinea $i = u/(R+Z)$, unde U este tensiunea de încărcare a cablului, R este rezistența șuntului, iar Z este impedanța caracteristică a cablului. Cum $R \ll Z$, rezultă că, practic, $i \approx U/Z$. Cablul oscilează pe un sfert de lungime de undă și de aceea durata unei semiperioade $T/2$ este $2l/v$, unde l este lungimea cablului, iar $v = 1/\sqrt{L_0 C_0}$. Viteza de propagare v se calculează ținând seama de expresia impedanței caracteristice $Z = \sqrt{L_0/C_0}$ a cablului și prin măsurarea capacității cablului. Lungimea l a cablului trebuie să fie suficient de mare, pentru ca prima alternanță de curent să poată ajunge la o valoare stabilizată. Cu un asemenea dispozitiv se pot obține excitații treaptă de curent cu un timp de creștere al frontului de 1...2 ns, dacă eclatorul se află în gaz sub presiune, și de 4...6ns, dacă eclatorul se află la presiunea atmosferică.

Pentru determinarea timpului de răspuns al divizoarelor este recomandabil să se utilizeze o sursă de excitație treaptă compusă din mai multe generatoare care funcționează sincron și care se dezvoltă, din punct de vedere constructiv, pe o înălțime aproximativ egală cu înălțimea divizorului de tensiune. În acest mod se elimină distorsiunile provenite din propagarea directă a undelor electromagnetice sferice emise de un singur generator.

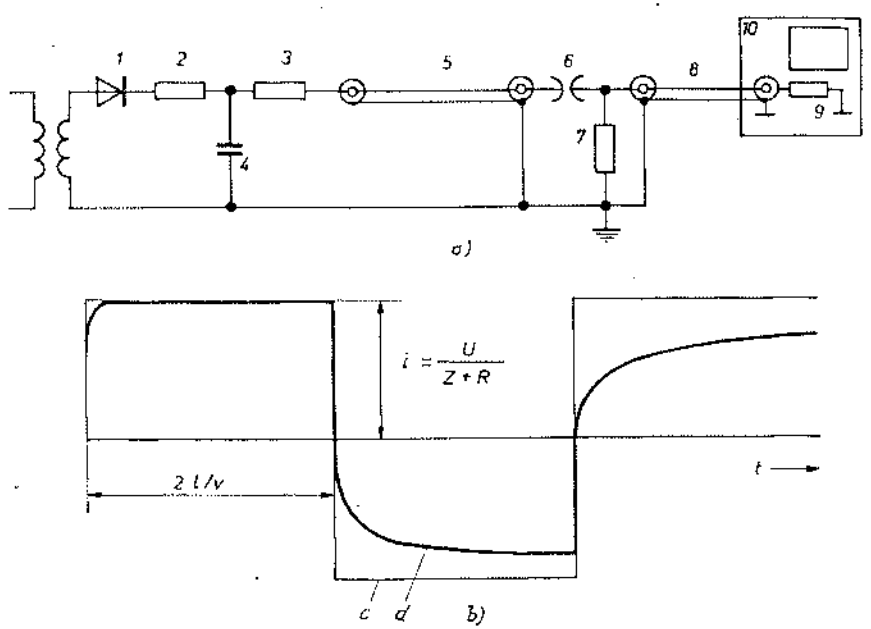


Fig. 14.103. Producerea excitației treaptă de curent:
a) schema electrică; *b)* diagrama curentului; *1* teoretic; 2 experimental.

În fig.14.104 se prezintă schema de principiu a unuia din cele zece generatoare, care compun surse de tensiune de 500 V, fiecare generator producând o tensiune de 50 V. Unda electromagnetică în acest caz ia forma unei unde cilindrice, iar impactul ei cu divizorul de tensiune are loc practic în același timp pe toată lungimea divizorului.

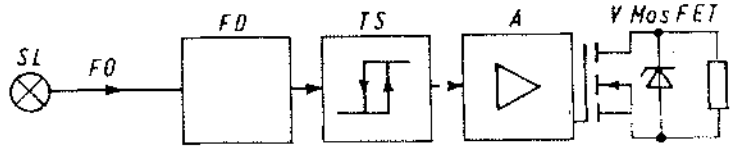


Fig. 14.104. Un modul al generatorului de impuls:
SL - sursă de lumină; *FO* - fibră optică; *FD* - fotodiodă; *TS* - trigger Schmitt;
A - amplificator V Mos; *FET* - etajul final.

Amorsarea sincronă a celor zece generatoare se produce cu ajutorul unei surse de lumină, iar transmisia impulsului de lumină se efectuează cu ajutorul fibrei optice. În structura unui generator intră un fotodetector, un etaj trigger

Schmitt, un amplificator intermediar şi un etaj final V MOSFET. Timpul de creştere al semnalului livrat de sursă este de 10ns [14.6].

Condiţiile de producere a semnalelor treaptă sunt prezentate şi în publicaţiile CEI nr. 60-2 şi 60-3 [14.12].

14.4.6. Interferenţe

Stabilirea performanţelor unui aparat de comutaţie, folosind convertoare potrivite, este condiţionată de eliminarea interferenţelor datorită prezenţei câmpurilor electromagnetice existente în spaţiul în care se efectuează măsurătorile.

14.4.6.1. Surse de interferenţă. Din punct de vedere tehnic cauza apariţiei interferenţei se explică prin aceea că atât convertorul (şunt, divizor, termocuplu etc.), cât şi aparatul de măsurat (milivoltmetru, osciloscop, înregistrator de fenomene tranzitorii) sunt conectate la pământ. La aceasta se adaugă faptul că distribuţia energiei electrice, de joasă tensiune, se efectuează folosind drept sursă un transformator cu neutru conectat la pământ şi că alimentarea cu energie electrică a aparatului de măsurat se efectuează cu două conductoare, din care unul este legat la neutrul transformatorului [14.49].

Conectarea la pământ a convertorului (şunt, divizor) este necesară în scopul obţinerii unui semnal util la un potenţial puţin diferit de potenţialul pământului. Chiar în cazul măsurării unei mărimi neelectrice poate apărea situaţia conectării convertorului la pământ. Astfel în cazul măsurării temperaturii unei conducte metalice, care din punct de vedere electric este conectată la pământ cu ajutorul unui termocuplu, aceasta - prin însăşi tehnica măsurării - se conectează la pământ în punctul de sudură.

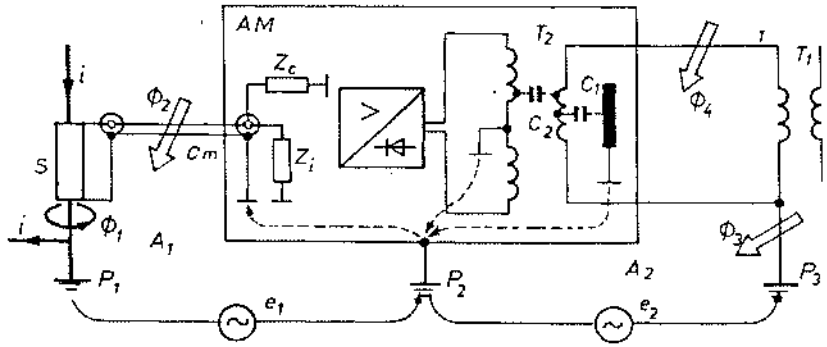


Fig. 14.105. Relativ la sursele de interferenţă.

Conectarea la pământ a neutrului transformatorului este impusă de standarde în dorinţa de a micşora la minimum, în funcţionare normală, tensiunea

fazelor în raport cu pământul.

În fig.14.105 se prezintă, spre exemplificare, o schemă de principiu relativ la măsurarea curentului intens i cu ajutorul unui şunt S. O bornă a şuntului este conectată la pământ. Carcasa aparatului de măsurat AM este conectată la pământ. Acest aparat primeşte semnalul util prin intermediul cablului coaxial Cm. Impedanţa de intrare în aparat Z_i, în acest caz, este egală cu impedanţa caracteristică a cablului coaxial. Aparatul de măsurat este alimentat de la transformatorul de forţă T_1 între faza 1 şi neutrul 0 al transformatorului, conectat şi acesta la pământ. Priza de pământ P_1, de obicei o priză de adâncime şi mare suprafaţă, se află în spaţiul de încercare, priza P_2 este a sistemului de alimentare în clădire, iar priza P_3 se află în postul de transformare. Datorită conductivităţii electrice a solului, prin pământ circulă, în mod aleator, curenţi electrici, iar prizele P_1, P_2 şi P_3 nu se află la acelaşi potenţial. Tensiuni de ordinul 1...10 V, marcate pe figură e_1 şi e_2 (ca tensiuni electromotoare) pot exista între prizele de pământ.

a) *Curenţii de circulaţie prin cablul de măsurare Cm.* Tensiunea electromotoare e_1 determină trecerea unui curent prin ecranul cablului de măsurare. Şi prin conductorul central al cablului de măsurare va trece un curent, dar acesta va fi sensibil mai mic decât curentul care trece prin ecranul cablului coaxial, deoarece este limitat de impedanţa internă Z_i. Se observă că circuitul de curent intens nu se închide prin priza de pământ P_1.

b) *Tensiunea de măsurare indusă pe conturul buclei de măsurare.* Conturul buclei de măsurare defineşte aria A_1, străbătută de fluxul variabil ϕ_1 al curentului i_1 ca şi de alte fluxuri variabile cum ar fi fluxul ϕ_2, produs de curenţi care parcurg conductoare plasate în apropierea buclei de măsurare. Tensiunea indusă va fi de forma $e_1 = -d\phi/dt$. Această tensiune provoacă circulaţia unui curent prin ecranul cablului de măsurare Cm.

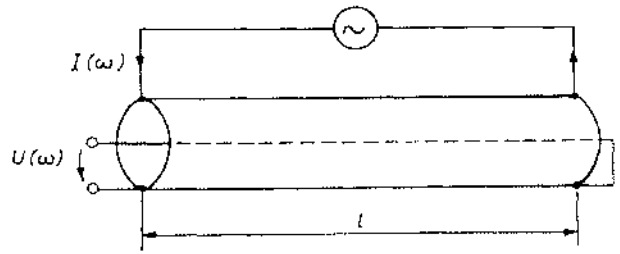


Fig. 14.106. Relativ la definiţia impedanţei de cuplaj.

Ecranul cablului de măsurare nu oferă o ecranare totală. Teoretic câmpul magnetic în interiorul unui conductor cilindric parcurs de curent este nul; practic ecranarea se efectuează cu o ţesătură de fire de cupru care formează ochiuri, iar din motive tehnologice geometria coaxială nu este perfectă, astfel că fluxul magnetic pătrunde în oarecare măsură în interiorul ecranului. Calitatea unui cablu

de măsurare coaxial se poate aprecia prin noţiunea de *impedanţă de cuplaj*. Pentru a defini această noţiune ne referim la fig.14.106. Cablul este scurtcircuitat la o extremitate şi liber (în gol) la cealaltă extremitate. Se trece, prin ecranul cablului, curentul $I(\omega)$, iar la extremitatea liberă se măsoară tensiunea $U(\omega)$. Impedanţa de cuplaj este definită de relaţia:

$$Z(\omega) = \frac{U(\omega)}{I(\omega)l} \quad [\Omega/m] \qquad (14.223)$$

unde ω este pulsaţia curentului, iar l este lungimea cablului [14.46].

Dacă tensiunea $U(\omega) \approx 0$, rezultă că $Z(\omega) = 0$, iar ecranarea este totală. Un cablu coaxial cu impedanţă de cuplaj nulă nu există din cauza capacităţii parazite între conductorul central şi ecran ca şi a imperfecţiunilor tehnologice ca:
a) Excentricitatea ecranului faţă de conductorul central
b) Ochiurile în ţesătura metalică a ecranului.

Din aceste motive, pentru a creşte eficienţa de ecranare şi deci pentru a micşora impedanţa de cuplaj se preferă soluţia constructivă a cablului dublu ecranat, iar în unele cazuri se practică chiar trei ecrane, din care două ecrane din ţesătură de fibre de cupru şi al treilea ecran din tub flexibil de oţel.

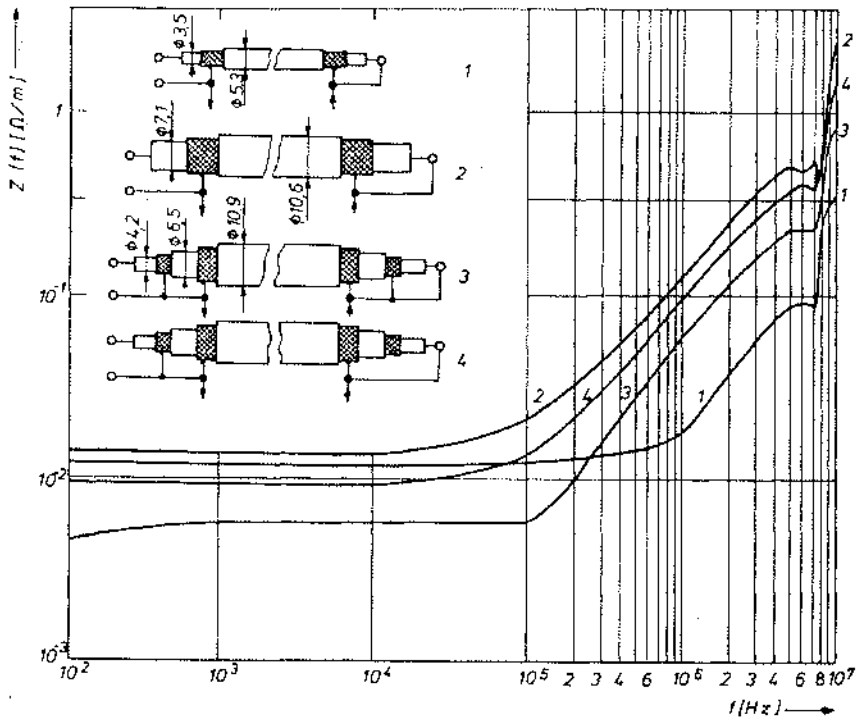


Fig. 14.107. Curbe $Z(f)$ ale impedanţei de cuplaj.

În fig.14.107 sunt prezentate diagramele impedanţei de cuplaj Z în funcţie de frecvenţa f a curentului care parcurge ecranul cablului coaxial, pentru câteva structuri ale cablului coaxial. Din analiza acestor diagrame, ridicate în laboratorul de Aparate electrice din UPB, se desprind următoarele aspecte:

* Cu cât cablul coaxial simplu este mai miniaturizat (diametre mai mici), cu atât impedanţa de cuplaj este mai mică, la aceeaşi impedanţă caracteristică a cablului. Astfel cablul *1*, cu diametrul izolaţiei ϕ = 3,5mm, se comportă mai bine decât cablul *2*, cu diametrul izolaţiei ϕ = 7,1mm;

* Cablul *3*, dublu ecranat, conduce la rezultate mai bune pentru frecvenţe sub 200 kHz, decât cablul *1* simplu ecranat;

* Cablul *4*, dublu ecranat, cu un ecran liber la o extremitate, conduce la performanţe mai reduse decât acelaşi cablu cu ecranele conectate la ambele extremităţi (cablul *3*).

Notă. Măsurătorile au fost efectuate la lungimea cablului l=2m, astfel că $l < \lambda/4$, unde λ este lungimea de undă a semnalului. Dacă nu se respectă această condiţie, apariţia undelor staţionare distorsionează rezultatele. Sursa de curent sinusoidal a fost un generator standard de semnal, iar ca aparat de măsurat s-a folosit un osciloscop cu două spoturi, cu bandă de frecvenţă B = 60 MHz.

În cazul unui cablu de măsurare simplu ecranat, cum s-a reprezentat în fig.14.105, trecerea unui curent prin ecranul cablului conduce la apariţia unei tensiuni de interferenţă la intrarea în aparatul de măsurat. În adevăr, la o extremitate cablul coaxial este scurtcircuitat prin rezistenţa şuntului (de ordinul 5 mΩ...5 μΩ), iar la cealaltă extremitate se află impedanţa Z_i a aparatului de măsurat (de ordinul 1 MΩ), în absenţa impedanţei caracteristice Z_c.

c) *Curent de circulaţie prin conductorul de nul şi capacităţile parazite ale transformatorului de reţea*. Un element component important al aparatului de măsurat este sursa de curent continuu, care cuprinde în esenţă un transformator de reţea şi un redresor (fig.14.105). Datorită tensiunii electromotoare e_2 (diferenţa de potenţial între P_2 şi P_3), un curent de circulaţie se va stabili pe conturul definit de aria A_2. În afara pământului, acest curent se închide prin conductorul de nul şi capacităţile parazite C_1 şi C_2. Capacitatea parazită C_1 se stabileşte între miezul feromagnetic al transformatorului şi înfăşurarea primară, iar capacitatea C_2 se stabileşte între înfăşurările primară şi secundară ale transformatorului.

d) *Tensiuni induse în bucla de nul şi în bucla de alimentare*. Prezenţa fluxurilor variabile, ϕ_3 şi ϕ_4, în fig.14.105 cauzează inducerea unor tensiuni în bucla de nul. Aceste tensiuni determină curenţi de interferenţă în aparatul de măsurat, prin cuplajele capacitive menţionate. Pe baza acestei analize se poate trage concluzia că pentru a elimina interferenţele, într-o schemă de măsurare a mărimilor electrice cu variaţii rapide, este necesar să se diminueze la maximum curentul de interferenţă prin ecranul cablului de măsurare şi capacitatea parazită între primarul şi secundarul transformatorului de reţea (T_2, în fig.14.105). O

măsură suplimentară constă în filtrarea armonicelor superioare care ar putea proveni dinspre reţeaua de alimentare.

14.4.6.2. Diminuarea curentului de interferenţă în ecranul cablului coaxial. În vederea realizării acestei cerinţe este necesar să se trateze schema de măsurare la condiţiile concrete de măsurare. În fig.14.108 se prezintă o schemă tratată în scopul măsurării, cu ajutorul convertorului de tip şunt coaxial, a curenţilor intenşi cu variaţii rapide.

Tratamentul minimal constă în utilizarea unui cablu coaxial cu ecran dublu şi ecranarea suplimentară a aparatului de măsurat, ca în fig. 14.108.

Primul ecran *1* al cablului de măsurare *Cm* (cel mai apropiat de conductorul central) serveşte la transmiterea semnalului util de la convertor (şuntul *S*) la aparatul de măsurat. Cel de-al doilea ecran *2* al cablului de măsurare se conectează la carcasa metalică *4*, în care se află montat, izolat faţă de gardă, aparatul de măsurat *3* (de exemplu osciloscopul catodic). Carcasa aparatului *3* constituie o gardă uşor flotantă, în timp ce carcasa *4* constituie garda de protecţie.

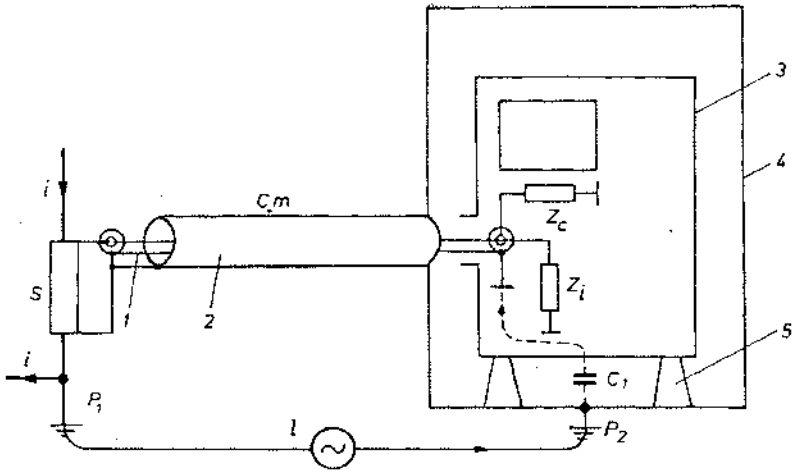


Fig. 14.108. Tratament cu cablu coaxial dublu ecranat şi cabină ecranată.

În acest montaj se diminuează sensibil curentul de interferenţă care trece prin ecranul *1* al cablului coaxial. El este limitat de reactanţa capacitivă $1/C_1\omega$, unde C_1 este capacitatea între aparatul de măsurat *3* şi carcasa *4*. Izolaţia între cele două piese se realizează cu izolatoarele *5*. În acelaşi timp un important curent de circulaţie se va stabili prin carcasa *4* şi ecranul *2*, în afara circuitului folosit pentru semnalul util. Acest mod de tratare oferă efecte de interferenţă cu atât mai reduse cu cât capacitatea C_1 este mai redusă. O carcasă (gardă) de dimensiuni mari sub forma constructivă a unei cabine cu pereţi din tolă de oţel zincat sau cupru oferă o rezolvare mai bună deoarece capacitatea C_1 devine foarte mică.

Tratamentul maximal este prezentat în fig.14.109. Elementele suplimentare ale schemei din această figură sunt următoarele:

a) Pentru transmiterea semnalului util se foloseşte cablul de măsurare cu două ecrane (*1a, 1b*);

b) Ecranul *2* (al treilea) serveşte la închiderea curentului de circulaţie prin condensatorul C_2, în acest caz limitat de reactanţa $1/C_2\omega$;

c) O nouă carcasă *6* (sub forma unei cabine realizată din plasă de sârmă) este conectată la pământ. Izolatoarele *5a* izolează aparatul de măsurat faţă de cabina *4*, iar izolatoarele *5b* izolează cabina *4* faţă de cabina *5*. Acest montaj convine măsurării curenţilor de impuls în prezenţa tensiunilor înalte. Carcasa *6* joacă rolul unei cuşti Faraday.

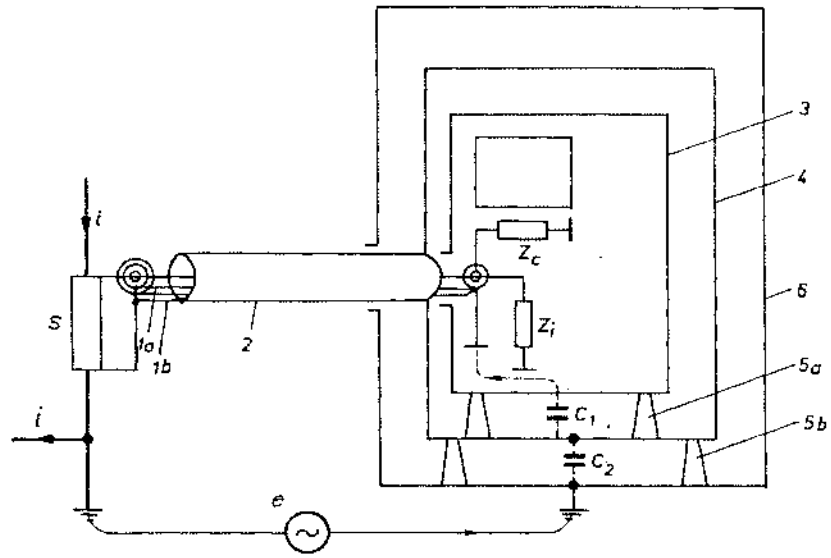


Fig. 14.109. Tratament cu cablu coaxial triplu ecranat şi cabină ecranată.

Notă. Tratamentul maximal al schemei de măsurare, similar schemei din fig.14.109, este utilizat şi în cazul măsurării tensiunilor foarte mici cu ajutorul voltmetrelor digitale. Spre exemplu, dacă domeniul de măsurare este de 1mV, iar semnalul de interferenţă este de 10 μV, eroarea de măsurare rezultă de 1%, ceea ce anulează complet precizia unui voltmetru digital. Aparatele digitale sunt prevăzute cu trei borne, şi anume "Hi" (High), "Lo" (Low) şi "Earth" [14.38] sau semnul de conectare la pământ " ⊥ ". Prin construcţie aparatul poate avea două sau trei ecrane. Dacă acestea lipsesc, iar aparatul are un singur ecran (carcasă metalică) şi se doreşte să se realizeze măsurători de precizie este necesar să se construiască ecrane sau cabine suplimentare, ca în fig.14.109, în care se vede că legarea la pământ a ecranelor cablului de măsurare dublu sau triplu se efectuează într-un singur punct, şi anume la borna de punere la pământ a şuntului coaxial *S*. În staţiile de încercări de mare putere şi înaltă tensiune, în scopul diminuării tensiunii electromotoare *e*, se construieşte sub staţie o priză de pământ de suprafaţă mare. Această priză este

realizată prin conexiunea în paralel a unui număr mare de țevi care ating, ca adâncime, nivelul apelor freatice.

14.4.6.3. Transformatorul de izolare ecranat. Prin folosirea acestui transformator se urmărește reducerea capacității între înfășurările primară și secundară la câțiva pF. In acest mod interferențele apărute în primarul transformatorului de alimentare nu vor mai fi transmise capacitiv în secundarul transformatorului. În fig.14.110, este dată schema electrică a acestui tip de transformator (T_{iz}) alimentat din transformatorul de forță T_1 între conductorul activ *1* și conductorul de nul *0*. Transformatorul de izolare T_{iz} este reprezentat constructiv (neconvențional) [14.31].

Miezul de fier *Mf* este ecranat cu ecranul *Ec1*, care, din punct de vedere practic, poate fi executat ca înfășurare pe carcasa transformatorului T_{iz}. Acest ecran poate fi realizat și din folie de cupru cu o grosime de aproximativ 0,05 mm.

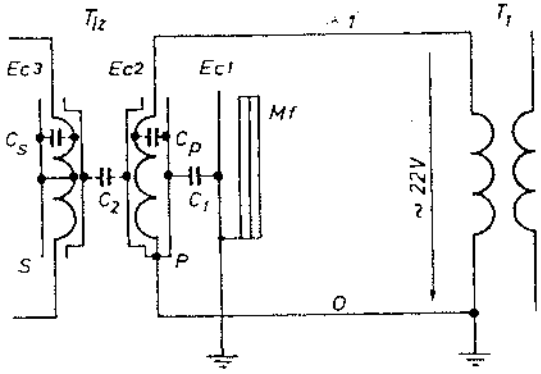


Fig. 14.110. Transformator de izolare.

Înfășurarea primară *P* este ecranată, iar ecranul se conectează electric la conductorul de nul. Prin aceasta capacitatea C_p între înfășurarea primară și ecranul *Ec2* este extrem de redusă. De asemenea, înfășurarea secundară *S* este complet ecranată de ecranul *Ec3*, iar un punct (de preferință punctul median) este conectat electric la acest ecran. Conectarea punctului median al înfășurării reduce încă mai mult capacitatea *Cs* între înfășurarea secundară și ecranul *Ec3*. Aprecierea capacităților se face în raport cu apariția unui semnal perturbator de înaltă frecvență pe linia *1* (conductorul de fază).

Capacitatea rezultantă între înfășurarea primară și secundară rezultă:

$$C_{rez} = \frac{1}{\frac{1}{C_p} + \frac{1}{C_s} + \frac{1}{C_2}} \qquad (14.224)$$

Capacitatea C_2 între ecranul *Ec2* și *Ec3* poate fi de ordinul 10 000 pF, dar capacitatea rezultantă C_{rez} se menține redusă (de ordinul pF), deoarece C_p și C_s se mențin la valori reduse. Se observă că curentul de circulație datorat tensiunii electromotoare *e* este limitat de reactanța capacitivă $1/C_1\omega$, unde C_1 este capacitatea între ecranul miezului de fier și ecranul înfășurării primare.

Notă. La frecvențe joase (de exemplu 50 Hz) reactanțele corespunzătoare capacităților C_p și C_s din fig.14.110 sunt practic nule. La frecvențe înalte (impulsuri) aceste reactanțe au valori semnificative. Un ecran suplimentar între *Ec2* și *Ec3* are efect benefic.

Aparatele de măsurat (osciloscoape, voltmetre digitale) construite corect sunt echipate cu transformatoare de rețea de tipul celui descris la acest paragraf. În cazul în care aceste aparate nu sunt echipate cu un transformator de rețea ecranat și dorim să efectuăm măsurători lipsite de interferențe, se recomandă introducerea, între rețea și aparatul de măsurat, a unui transformator de izolare, ecranat cu raportul de transformare 1:1.

14.4.6.4. Filtru de rețea, ca măsură suplimentară. În fig.14.111,*a* se prezintă un filtru de rețea care atenuează impulsurile de înaltă frecvență [14.48].

În fig.14.111,*b* se observă că un impuls de 1000 V de la intrare este atenuat la 11 V la ieșire. Acest gen de filtru este deosebit de indicat în cazul alimentărilor energetice din laboratoarele de înaltă tensiune [14.48, 14,49].

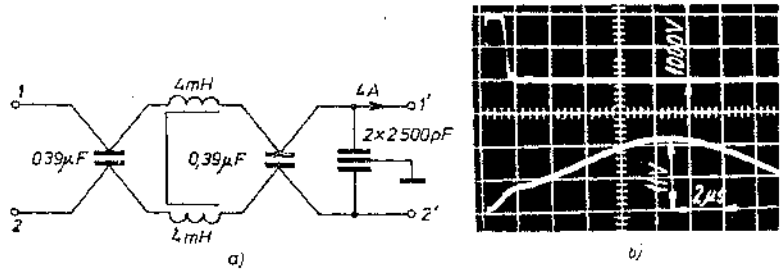


Fig. 14.111. Filtru de rețea:
a) schema electrică; *b)* eficacitatea.

Detectarea interferenței. Inainte de a trece la efectuarea unei măsurări este recomandabil să se verifice dacă schema de măsurare este corectă din punct de vedere principial și dacă conexiunile realizate practic corespund schemei de măsurare. Se va evita să se formeze bucle prin intermediul pământului și de aceea legarea la priza de pământ se va face într-un singur punct. Osciloscraful va primi garda (carcasa se leagă la pământ) prin intermediul cablului coaxial.

Un exemplu de schemă complexă de măsurare a tensiunii de arc, de restabilire și a curentului postarc a fost prezentat în fig.14.98, în care sunt aplicate ideile menționate.

Detectarea experimentală a interferenţei se efectuează cu ajutorul unui osciloscop cu bandă suficient de largă (60 MHz). Spre exemplificare admitem că schema de măsurare este aceea prezentată în fig.14.105. Se execută două probe, şi anume:

a) Se deconectează conexiunea conductorului central, al cablului coaxial, de la şuntul *S*, dar se menţin conexiunile la pământ ale celor două ecrane. În acest mod cablul coaxial rămâne în gol la extremitatea spre şunt, se declanşează fenomenul cercetat, se trece prin şunt curent intens.

b) Se deconectează conexiunea conductorului central, al cablului coaxial, de la şuntul *S* şi se conectează la pământ. Ecranele *1* şi *2* rămân conectate la pământ; se trece prin şunt curent intens.

La ambele probe baza de timp a osciloscopului, declanşată sincron cu fenomenul cercetat, va descrie o linie dreaptă lipsită de oscilaţii, dacă nu există interferenţă. Dacă există interferenţă aceasta va apărea pe ecranul osciloscopului fie sub forma unei oscilaţii amortizate, fie sub forma unor oscilaţii neregulate.

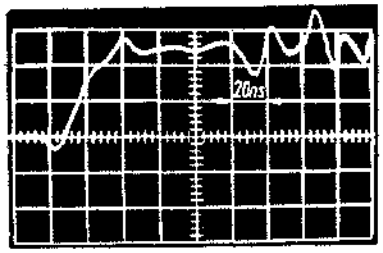


Fig. 14.112. Oscilogramă cu interferenţă.

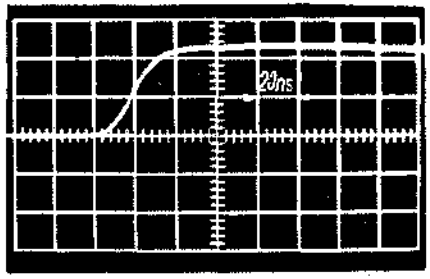


Fig. 14.113. Oscilogramă fără interferenţă.

Prezenţa semnalelor de interferenţă poate fi pusă în evidenţă şi prin forma răspunsului indicial, dacă experimentatorul dispune de o practică minimală. Astfel în fig.14.112 se prezintă oscilograma răspunsului indicial al unui şunt coaxial cu rezistenţa $R = 4$ mΩ, oscilogramă obţinută cu un cablu coaxial simplu ecranat. Se remarcă oscilaţii importante suprapuse pe fenomenul de bază. În fig.14.113 acelaşi fenomen a fost înregistrat cu respectarea principiilor de ecranare şi cu folosirea unui cablu dublu ecranat. Se observă dispariţia oscilaţiilor de interferenţă.

14.4.7. Sisteme de măsurare folosite în staţiile de încercări de aparate de comutaţie

În staţiile de încercări de aparate de comutaţie, se execută încercări atât în vederea omologării aparatelor (capacitate de închidere şi deschidere, stabilitate termică şi electrodinamică), cât şi în vederea dezvoltării de noi aparate cu

performanţe sporite. În acest ultim caz se studiază mai ales fenomenele care au loc la trecerea prin zero a curentului din arcul electric de comutaţie.

Echipamentul folosit în tehnica măsurării performanţelor aparatelor de comutaţie constituie sisteme de sensibilitate maximală lipsite de interferenţa câmpurilor electromagnetice intense. În acest scop se folosesc atât mijloace analogice, cât şi cele digitale. În ambele cazuri, transmisia informaţiilor cu ajutorul liniilor opto-electrice joacă un rol important.

14.4.7.1. Sisteme analogice. În fig.14.114 este prezentată schema bloc a unui *sistem analogic normal* de măsurare a celor două mărimi caracteristice: tensiunea *u* şi intensitatea curentului *i*. Performanţele sistemului depind de performanţele convertoarelor de măsurare: divizorul de tensiune *DT* şi şuntul coaxial *S*. Banda de frecvenţă a celor două convertoare se poate restrânge la 10 kHz pentru măsurători uzuale, la 2...7 MHz pentru măsurători fine, ce privesc trecerea prin zero a curentului.

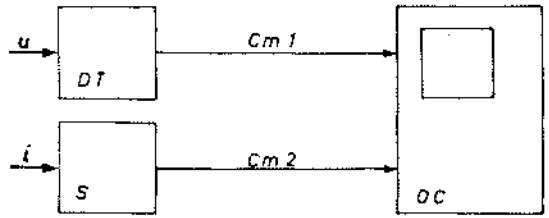


Fig. 14.114. Sistem analogic.

Divizorul de tensiune *DT* reduce semnalul de intrare de amplitudine 100 V...500 kV la 0,5...50 V, în acord cu sensibilitatea osciloscopului folosit. Şuntul coaxial reduce semnalul de intrare de la 5 A la 5 mV, în cazul măsurării fenomenelor în jurul trecerii prin zero a curentului. În acest caz rezistenţa şuntului este de cca 1 mΩ, dar şuntul suportă curentul de scurtcircuit (de exemplu 63 kA) pe o durată de 0,1...0,2 s. Semnalul de intrare în osciloscopul *OC* este limitat de diode Zener, cum se arată în fig. 14.98. Pentru măsurători curente şuntul coaxial are rezistenţa de ordinul $R = 100...200$ μΩ. Banda de frecvenţă a osciloscopului, în funcţie de scopul urmărit, este necesar să fie cel puţin cu un ordin de mărime mai mare (100 kHz...70 MHz) decât banda de frecvenţă a convertoarelor. Pentru încercări de omologare se foloseşte oscilograful catodic cu derulare mecanică a bazei de timp şi înscrierea fenomenelor pe hârtie fotosensibilă. Pentru încercări de finete se utilizează osciloscoape cu bandă largă în timp real, de preferinţă cu persistenţă variabilă sau cu stocare. La asemenea sisteme de măsurare este necesar să se ia toate măsurile necesare pentru eliminarea interferenţei, după cum s-a precizat în §14.4.6.

În fig.14.115 se prezintă schema bloc a unui *sistem analogic cu transmisie optoelectrică* a informaţiilor. Echipamentele de conversie, cu modulaţie în frecvenţă, *EOE1*, *EOE2* sunt plasate la distanţă relativ mică (6...12 m) faţă de

convertoarele de măsurare. Diodele luminescente D_1 transformă semnalul util produs de echipamentele de emisie în impulsuri de lumină, pe care le transmit pe liniile l_1 şi l_2, iar foto diodele D_2 transformă aceste impulsuri în semnale electrice.

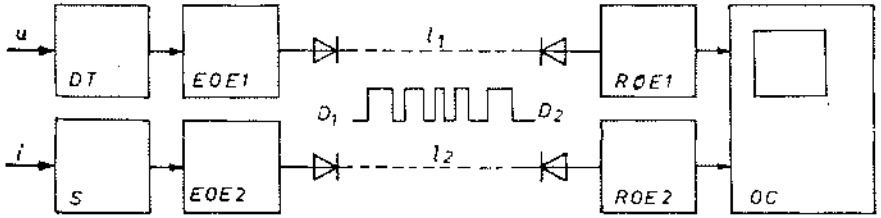


Fig. 14.115. Sistem analogic cu transmisie optoelectrică.

Echipamentele de recepţie *ROE1* şi *ROE2*, ca demodulatoare, transmit osciloscopului *OC* semnale analogice.

Introducerea liniilor optoelectrice are drept scop reducerea la minimum a interferenţei, ştiindu-se că transmisia pe aceste linii nu este interferată de câmpuri electromagnetice.

14.4.7.2. Sisteme digitale. În fig.14.116 este prezentată schema bloc a unui *sistem dublu digital de măsurare cu transmisie optoelectrică a informaţiilor*. Canalul *a* transmite informaţiile analogice provenite de la convertoarele *DT* şi *S*, în mod convenţional osciloscopului digital. Acesta, după eşantionare, le stochează în memorie, în vederea prelucrării lor. Memoria osciloscopului poate fi amplificată prin sistemul floppy-disc, iar mărimile prelucrate pot fi înscrise grafic cu ajutorul unui plotter. Prin canalul *b*, informaţiile se transmit unor convertoare analog-numerice şi apoi mai departe, prin intermediul blocurilor de emisie *EOE1* şi *EOE2*, diodelor D_1, la liniile optoelectrice l_1 şi l_2. La recepţie diodele D_2 transformă impulsurile de lumină în impulsuri electrice. Acestea intră în microcalculator şi sunt prelucrate. Microcalculatorul este conectat la echipamentul periferic normal: display grafic, imprimantă, floppy-disc. Există şi posibilitatea interconectării microcalculatorului cu osciloscopul digital [14.41, 14.42].

Performanţele sistemului prezentat în fig.14.116 sunt limitate de frecvenţa de eşantionare a osciloscopului digital sau a convertoarelor *A/D*. Astfel frecvenţa de eşantionare a osciloscopului Tektronix TDS 744A este de 4GS/s, iar fenomenele analizate pot avea o frecvenţă de cel mult 5 MHz, cu risc limitat de distorsiune.

Notă. Sistemele de măsurare oferă facilitatea prelucrării rapide a mărimilor măsurate. Spre exemplu, înmagazinarea prin eşantionare a curentului de scurtcircuit oferă, pe lângă vizionarea diagramei corespunzătoare, valori numerice pentru curentul de lovitură, factorul de putere, constanta de timp, valoarea efectivă a curentului.

În cazul măsurării fenomenelor în jurul trecerii curentului prin valoarea zero, calculatorul permite prelucrarea datelor cu ajutorul unor programe adecvate, în vederea obţinerii valorilor constantei de timp şi a puterii disipate.

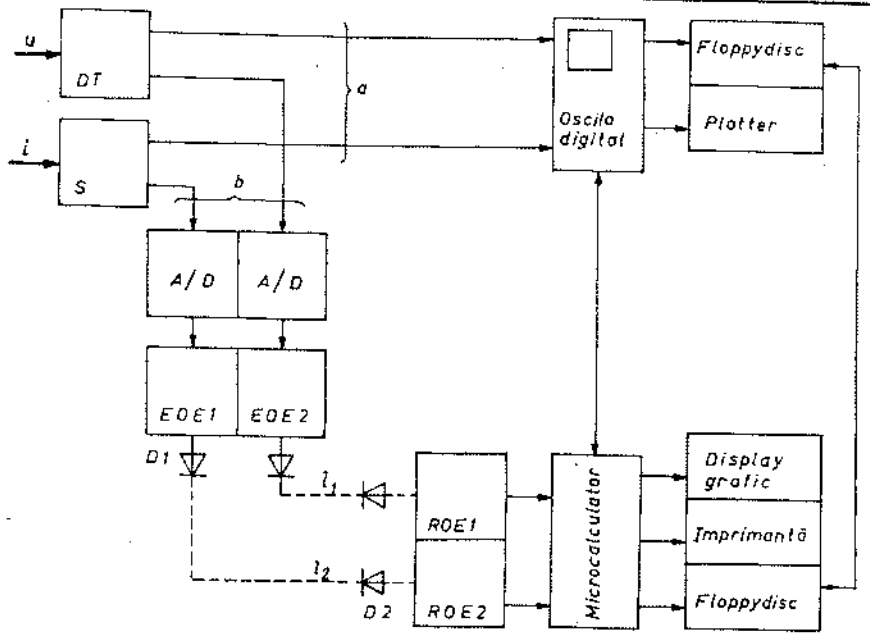


Fig. 14.116. Sistem digital de achiziţie şi prelucrare a datelor.

ANEXA 14.1

ELECTRODUL TRIGERRAT AL ECLATORULUI DIN FIG. 14.68

În fig.A.14.1 este dată schema electrică a unui electrod triggerat, cu un comportament bun în exploatare. Fotodioda *D3* (SFH202) este excitată de cablul optic *Cbl*. Multivibratorul *βE555* începe să oscileze. Ieşirea din acest multivibrator intră într-un etaj de amplificare cu tranzistorul *T1*, în colectorul căruia se află introdus transformatorul de înaltă frecvenţă, cu miez de ferită *Tr1*. Tensiunea alternativă din secundarul transformatorului *Tr1* este redresată şi serveşte la încărcarea condensatorului *C6* de 60μF. Procesul de încărcare a acestui condensator este urmărit de la potenţialul solului (vezi *Anexa 14.2*) prin semnalul emis de dioda emitivă *D12* şi transmis prin cablul optic *Cb3*. Comanda de descărcare a condensatorului *C6* este dată de la potenţialul pământului (vezi *Anexa 14.2*) prin cablul optic *Cb2* (vezi fig.14.68 şi 14.69). Prin intermediul unor etaje amplificatoare (*T7,T8,T9*) este generat curentul necesar între poartă şi catodul tiristorului *T1*, ceea ce determină descărcarea condensatorului *C6* pe primarul transformatorului *Tr2*. În secundarul acestuia se produce tensiunea maximă (în gol) de 60 kV_{max}, care se aplică triggerului eclatorului. Această tensiune este tăiată, prin amorsarea triggerului, pe panta sa ascendentă, aşa cum se arată în fig.14.70 şi 14.71. Transformatorul *Tr2* este cu miez de ferită de înaltă frecvenţă şi circuit magnetic deschis. Pentru a se realiza acordul între frecvenţele proprii de oscilaţie în primarul şi secundarul transformatorului, în paralel pe acesta este montată o capacitate de 250 pF, rezultând din conectarea în serie a patru condensatoare de câte 1000 pF, 20 kV.

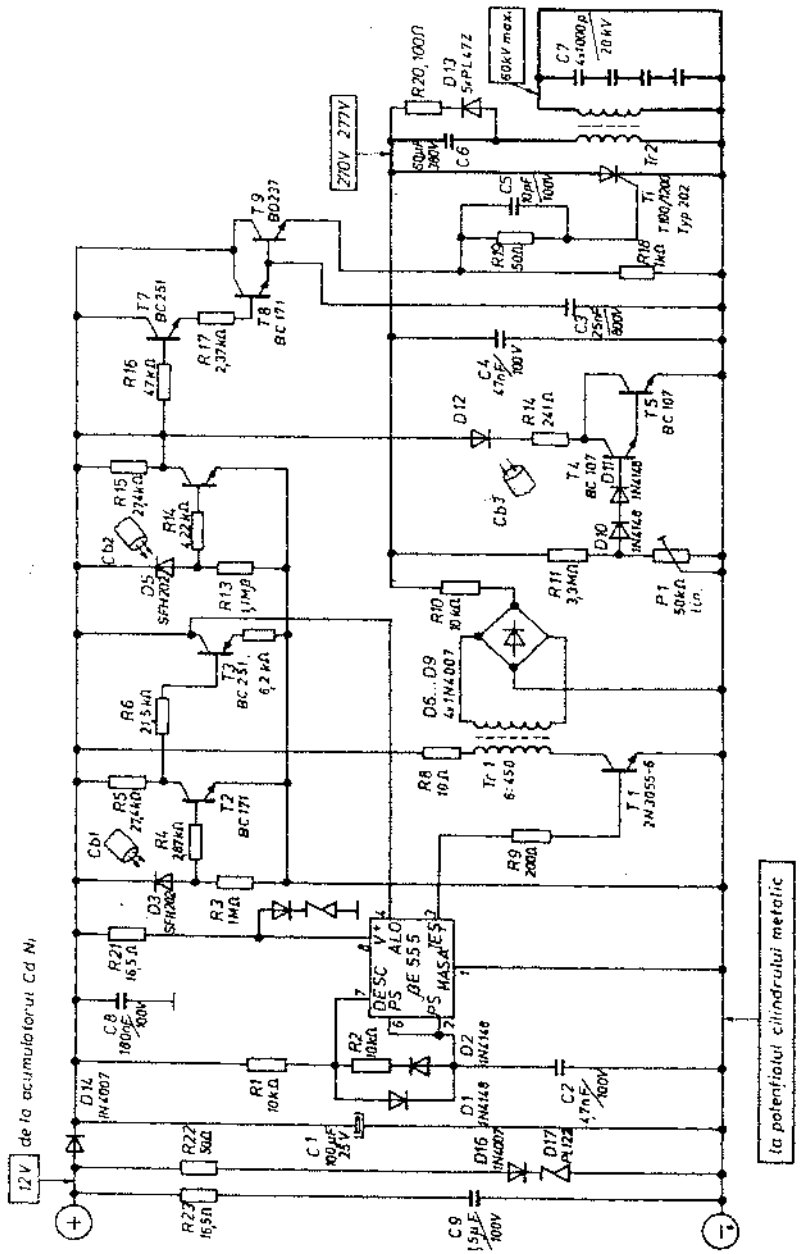


Fig. A.14.1. Schema electrică a electrodului triggerat.

ANEXA 14.2

SIMULATOR CU FORMATOR DE IMPULSURI ŞI REGLAJ DE FAZĂ

În fig. A.14.2 este dată schema electrică a unui simulator de comutator program, notat cu *Pr* în fig.14.68, necesar verificării funcţionării eclatorului triggerat.

La apariţia unui semnal, provenind de la senzorul de curent de scurtcircuit, la borna *In*, *comparatorul* realizat cu integratorul βCLB 2711 este amplificat şi derivat de grupul *RC*, rezultând astfel un impuls în punctul *3*. Comanda voită se realizează prin descărcarea condensatorului *C10*, iar limitarea semnalului de intrare în comparator este obţinută cu ajutorul diodelor D_1,D_2.

Apariţia impulsului în punctul *3* pune la masă intrarea în *temporizatorul* βE555, activându-l. După trecerea intervalului de timp reglat, temporizatorul basculează şi produce la ieşire un semnal. Tranzistorul *T3* serveşte drept adaptor la intrarea în cablul *Cb2*, care va activa dioda luminescentă *L2* (fig. 14.69) producând astfel semnalul necesar descărcării condensatorului *C6* din fig.14.117. Comanda de încărcare a acestui condensator se realizează odată cu transmiterea unui semnal prin comutatorul *K3*, prin cablul *Cb1*, care va activa succesiv dioda luminescentă *L1* (fig.14.69) şi apoi fotodioda *D3* din fig.14.117. Confirmarea încărcării condensatorului *C6* se obţine prin cablul *Cb3* de la fotodioda *D1* din fig.14.69. Semnalul corespunzător este amplificat de integratorul βA741 la ieşirea căruia se află miliampermetrul de 12,75 mA.

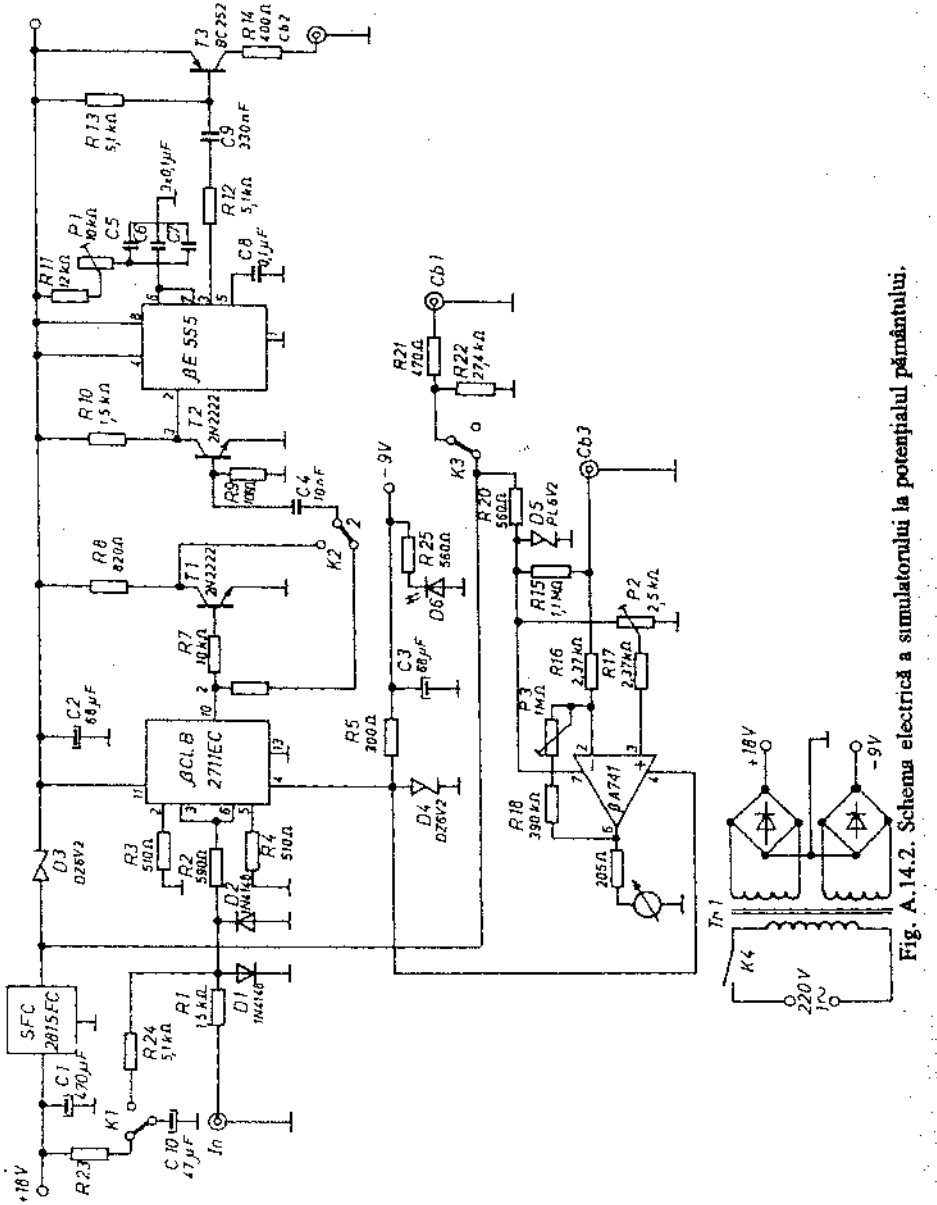


Fig. A.14.2. Schema electrică a simulatorului la potențialul pământului.

BIBLIOGRAFIE

Capitolul 8

8.1. CEI Publication 269-1 *Coupe circuit à basse tension.*

8.2. CEI Publication 282-1, 2, 3. *Coupe circuit à fusible haute tension.* Genève 1970.

8.3. CEI Norme Internationale 56. *Disjoncteurs à courant alternatif à haute tension* 1987.

8.4. CEI Publication 158-1. *Appareillage de comande à basse tension. Contacteurs* 1971.

8.5. CEI Publication 157-1. *Appareillage à basse tension. Disjoncteurs* 1973.

8.6. CEI Publication 947-4-1 *Appareillage à basse tension.*

8.7. Hortopan G. *Aparate electrice de comutație, vol 1: Principii.* Editura Tehnică, București, 1993.

8.8. Siemens. *Schalten, Schützen, Verteilen in Niederspannungsnetzen 2.* Auflage 1990.

8.9. STAS-553-80. *Aparate de comutație până la 1000 V, curent alternativ, 1200 V curent continuu*, 1980.

Capitolul 9

9.1. AEG Niederspannungschaltgeräte. *Gleichstromschellschalter Typ GEARAPID SE.* S 401 40/1077 VI.

9.2. Burkhard G. *Schaltgeräte der Elektroenergietechnik.* Verlag Technik, Berlin, 1985.

9.3. Fehling H. *Elektrische Starkstromanglagen.* VDE Verlag Berlin und Offenbach 1984.

9.4. FERRAZ. *Notice technique* T 72/1F 04/74.

9.5. Frank G. *Fehlerstrom-und Erdschluss - Schutzeinrichtung 3 UL 2. Siemens Energietechnik Produktinformation 3,* 1983, nr.8, p.17-18.

9.6. Franken · H. *Schütze und Schützensteuerungen 2.* Auflage. Springer Berlin/Heidelberg/New York 1967.

9.7. Guillon I. *Radial Systems-Trip Discrimination on the Low-Voltage Side. Siemens Power Engineering.* Product News 3, 1983, nr.1 ,p.8-10.

9.8. Hesse D. *Über den Einfluss des Laufschienenfeldes auf die Ausbildung von Lichbogenfusspunkten.* Arch. Elektrotechnik XLV, nr.3, 1960 p.188-208.

9.9. Hochrainer A. *Die Bewegung des Kurzschluss - Lichtbogen in Hochspannungs - Schaltanlagen* ETZ-A 77,1956 nr.10 p.302-309.

9.10. Hortopan G. *Vibrația electromagnetului la contactoarele de curent alternativ.* Electrotehnica 23,1975, nr.8, p.370-372.

9.11. IEC - Publication 269 - 1. *Siguranțe fuzibile de joasă tensiune.*

9.12. Koetzold B.R. *Ein Vergleich der Wanderungsgeschwindigkeiten von Lichtbogen in transversalen Magnetfeld.* AEG - Telefunken 62, 1972, nr.7, p.351-353.

9.13. Kukekov. G.A. *Proiektirovanie vikluciatelia p.t.v.n.* Gosenergoizdat Moscova - Sankt Petersburg 1961.
9.14. Mauduit A. *Installations électriques à haute et à basse tension.* Dunod, Paris 1959.
9.15. Möllenhoff K., Pohl L. *Neue Reihe von NA - Sicherungen-einsätzen nach VDE 0636.* Siemens Zeitschrift 50, 1976, nr.7, p. 486-492.
9.16. Niemeyer Lutz. *Berechnung des Schaltverhaltens von strombegrenzenden Selstschaltern.* ETZ Archiv, 1979 nr.6, p. 191-195.
9.17. Perdocin N., Niemeyer L. *Computer Simulation of Low Voltage Circuit Breaker Interruption.* ETZ Archiv 6, 1984, nr.2, p.57-65.
9.18. Rüdenberg R. *Electrische Schaltvorgänge.* Fünfte Auflage. Springer Berlin, Heidelberg, New York 1974.
9.19. Rziha E. *Starkstromtechnik.* Bd. II. Ernst Sohn Berlin 1960.
9.20. *TELEMECANIQUE.* Integral 32 Nr.41531.
9.21. Witibschlager F. *Keeping Short - Circuits Within Bounds.* Siemens Power Engineering. Product News 2, 1982, nr.1, p.11-12.
9.22. Wulf O. *Gleichstrom - Schnellschalter GEARAPID SE, eine Neuentwichlung mit tradition.* AEG-Mill. 67, 1977, nr.9, p.177-180.
9.23. Wolf J. *Dynamische Selektivität bei Kurzschüssen in Sicherungslosen Niederspannungsverteilungen.* Elektrotechnik und Informationstechnik 107 (1990) H2, p.140-146.

Capitolul 10

10.1. Adamson C. ş.a. *Analytical determination of the characteristics of enclosed and oil immersed fuses.* Proc. IEE, part C, sept.1961, p.478.
10.2. AEG. *Giessharzschalter für Nennspannung en bis 36 kV.* Liste HG 6.
10.3. AEG. *Einsäulen - Trennschalter 123 - 525 kV* A 22 V.7.77/1188 DE/EN.
10.4. AEG. *Ölarme Strömungsschalter Reihe 10 bis 30.* E 22.06.01/0170.
10.5. AEG. *Vacuum Interrupters and Vacuum Switching Tubes - Pacesetters of New Switching Technologie.* S 1.02.01790/EN.
10.6. AEG. SF_6 - *Leistungsgasschalter mit Elnumatic* - Antrieb 72-765 kV. A 22.V.782/0390 DE.
10.7. AEG. *Vakuumleistungsschalter - ein Weg im Bereich der Mittelspannung.* A 24.07.03/0 186 DE S.
10.8. ASEA. *Curent limiting H.R.C. fuses.* Pamphlet 60-101 E.
10.9. Babikov,M.A. *Aparate electrice de înaltă tensiune* (trad.din limba rusă) Ed. Tehnică Bucureşti 1965.
10.10. Baxter H.W. *Electric Fuses.* Edward Arnold, London 1950.
10.11. BBC. *Metalcload switchgear type BAHB/HC.SF_6 circuit-breaker type HB/HC...C.* Publication No CH-A 148281 E.
10.12. BBC. *Kommutierungs Gegenkontakte für Sammelschiennenwechsel in Freiluftschaltanlagen* D SI 108984 D.
10.13. Brown Boveri. *Gekapselte Generatorschalter für grosse Kraftwerke.* 3799 D XI.0(3.70).
10.14. BBC. *High-voltage, high rupturing capacity fuses.* Publication No.N-H 5064 E.

10.15. Berger S. *Messung des Innendruckes von Vakuum - Schaltkammern.* Calor-Emag-Mitteilung 1983, Nr.1,p.19-21.
10.16. Boel E. *Neue Reihe von Vakuum-Hochspannungsschütze. Siemens Energie & Automation.* Produkt-information 6 (1986) H.6. p.20-22.
10.17. Dunckel C., Vogt P. *Latest development in the technology of the arc interruption and his application in MV and HV circuit brekers. New concept for HV switchgear installations Brown-Boveri* CH-A 840315 E.
10.18. Eichmeyer I. *Moderne Vakuum-technik.* Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York 1981.
10.19. Einsele A. *Der Siemens F-Schalter 220 kV 15 GVA.* Siemens Zeit. 38 (1964) nr.4,p.224-228.
10.20. GEC. *Guidance on selecting vacuum contactors.* Electrical Rewiev 1973 vol 193 Nr.1, p.11-15.
10.21. Hamman I.F., Kippenberg H., Hässler H., Schreiner H. *Abreissströmverhalten von Vakuumlichtbögen unter besonderer Berücksichtigung des Werstoff - und Struktureinflusses der Elektroden.* Siemens Forsch.u.Entwickl.-Ber.9 (1980) Nr.4 p.210-215.
10.22. Hässler H.,Lippmann H.J. *Vakuumschaltröhren für Mittel-spannungsschalter.* Siemens Zeit. 51 (1977) nr.4, p.281-284.
10.23. Hermann W.,Ragaller K. *Theoretical description of the Current Interruption in HV Gas Blast Breakers.* IEEE Transactions of PA & S 96 No.5, 1977, p.1546-1555.
10.24. Hermann W. Ragaller K. *Entwicklugsversuche fur Leistungsschalter.* Brown Boveri Mitt. 4 (1979) p.281-287.
10.25. Hortopan G. *Stand pentru verificarea camerelor de stingere în vid.* In Aparate Electrice, Tehnica Fenomenelor Rapide. Editura Tehnică Bucureşti, 1985, p.253-271.
10.26. Hortopan G. *Internal Presure Measurement in Vacuum Switching Tubes.* XI International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum. Berlin 1984 P6.139, S 447-450.
10.27. Iakob T., Schade E., Schaumann R. *Selbstblasung ein neues wirtschftliches Schaltprinzip für SF_6 Schalter.* B.B.Mitt. 1977 Nr.11 p.8-10 şi CH-A 194280 D.
10.28. Kesseli R., Schrader P.H, Sonnenschein E. *Stahlgekapselte SF_6 - Schaltanlage für 52 kV bis 72,5 kV.*ETZ Bd.112(1991) nr.4, p.170-175.
10.29. Kesselring F. *Theoretischen Grundlagen zur Berechnung der Schaltgeräte.* Sammlung Göschen Bd.711 Walter de Gruyter & Co Berlin 1967.
10.30. Kippenberg H., Kuhl W., Schlenk W., *Kontaktmaterial für Vakuumschalter.* Energie u. Automation 7 (1985) H.2 p.76-78.
10.31. Kuhl W., Wiehl K. *Messeinrichtung zum Bestimmen des Innendrucks von Vakuumschaltröhren.* Siemens Zeitschrift 51 (1977) H.5 p.427-430.
10.32. Kukekov G.A. *Vikliuciateli peremennogo toka visokogo napriajenia.* Energia Leningradskoe Otdelenie 1972.
10.33. Labouret I. *Le phenomène du réfoulment de l'arc électric et la limite du pouvoir du coupure des interrupteurs pneumatiques.* CIGRE rap.128, 1946.
10.34. Leybold - Heraeus. *Leak Detectors and Partial Pressure analysers* 02/82.
10.35. Manfred von Ardenne. *Tabellen zur angewandten Physik.* Band 2. VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften, Berlin 1975.
10.36. Merlin Gérin. *MV distribution SF_6 circuit breaker ACO266E.*

10.37. Penning F.M. *Teildrucknanometer* Philips Techn. Rundschau 2 (1937) p.201-208.
10.38. Plessi A, Poole D., *Neuer Mittelspannungs-Verteilschalter mit SF_6 - Selstblasprinzip zur Lichtbögenloschung*. Brown Boveri Technik 1987 nr.3 p.150-156.
10.39. Ragaller A., Plessl W., Hermann W., Egli W. *Méthodes de calcul pour le sisteme d'extinction de l'arc dans les disjoncteurs à gas*. Rap.13-03 CIGRE 1984.
10.40. Regio M. Trépanier I.Y., Camarero R., Jeanjean R. *Computer Aided Tools in Gas Circuit Breaker Design*. IEEE Transactions on Power Delivery Vol 5, No.1 1990, p.163-169.
10.41. Rütten U. *Modelleirung der Wechselwirkung zwischen Schaltlichbogen und umgebender SF_6 strömung in einem Leistungsschalter*. Institut für Allgemeine Elektrotechnik und Hochpannungstechnik RWTH Aachen. Jahresbericht 1989, p.30-34.
10.42. E.V. Rziha *Starkstromtechnik* Bd.II. *Hochspannungsschaltgeräte, Schaltgeräte für Niederspannung*. Verlag Wilhelm Sohn. Berlin 1960. ICET 16795.
10.43. Siemens. *Hochspannungsschaltgeräte bis 36 kV*. Katalog HG 11 1982.
10.44. Siemens: *Shalten, Schutzen, Verteilen in Niederspannungsnetzen*, Earlagen 1990.
10.45. Sozzi Dino. *L'utilization de disjoncteurs d'alternateur*. Rev. Brown Boveri, 1/2, 1984, p.68-74.
10.46. Wutz - Adam - Walcher. *Theorie und Praxis der Vakuumtechnik*. Viweg & Sohn Braunscweig/Wiesbaden 1982.

Capitolul 11

11.1. AEG - *Metallgekapselte SF_6 - isolierte Hochspannungs - Schaltanlagen bis 765 kV*.
11.2. AEG. *SF_6 -isolierte Schaltanlagen bis 52 kV*, Baureihe WI A 24.06.16/0187 DES.
11.3. Bârca Cristian-Traian. *Optimizarea instalațiilor în aparatajul capsulat (SF_6)*. Teză de doctorat, conducător științific prof. G. Hortopan, IPB, 1986.
11.4. BBC - *Metallgekapselte SF_6 - isolierte Schaltlagen*. CH-A 061.312 D.
11.5. Brown Boveri Taschenbuch. *Schaltanlagen &*. Auflage. Cornelsen Verlag Schwann-Girardet Dusseldorf, 1987.
11.6. Eidinger A., Flössel C.D. *SF_6 - isolierte Rohrgaskabel für die Übertragung höchster Leistungen*. Brown Boveri Mitt. vol.61, 1974, nr.4, p.167-173.
11.7. Frölich k., Erikson A., *Special Phenomena in Gas-insulated* High-voltage Switchgear Elektrotechnik und Informationstechnik 107 (1990) H.3 p.156-161.
11.8. Giurgiu V. *Izolația în hexaflorură de sulf a echipamentului electric de înaltă tensiune*. Teză de doctorat, conducător științific prof. G. Hortopan, IPB, 1986.
11.9. Hess H. *Der elektrische Durchschlag in Gasen*. Vieweg, Braunschweig, 1976.
11.10. Hess R., Lehmann W ș.a. *Maîtrisse des courants permanents et de courtcircuit élevés dans les postes isolés au SF_6*. CIGRE 23-07,1978.
11.11. Hortopan G. *Aparate electrice de comutație. Vol.I: Principii*. Editura Tehnică, București, 1993.
11.12. Hortopan G.,Valse I.O., Niță S. *Ecranarea electromagnetică în tehnica curenților intenși*. Editura Tehnică, București, 1990.
11.13. Huebner K.H., Thoroton E.A. *The finite element method for Engineers*. John Wiley, New York 1982.

11.14. König D., Schumann H. *Zur Abschatzung des Druckanstiges infolge stromstarker Störlichtbögen in gasisolierten Hochspannungsschaltanlagen (GIS)*. Elektrotechnik und Informationstechnik 107 (1990) H.3, p.146-155.
11.15. Malik W.H. *Streamer Breakdown Criterion for Compresed Gases*. IEEE Trans. on Electrical Insulation No.5, oct. 1981, p.463-467.
11.16. Mosch W., Hauschild W. *Hochspannungsisolierung mit Schwefelhexafluorid*. VEB Verlag Technik, Berlin, 1979.
11.17. Münch R. *Untersuchungen zur Rotationsbewegung von Störlichbögen in einpolig gekapselten, SF_6 - isolierten Anlagen*. Institut für Allgemeine Electrotechnik und Hochspannungstechnik. Jahresbericht 1990, p.79-83.
11.18. Orear Iay. *Physik (Physics)*. Carl Hanser (McMillan), München, Wien, 1989.
11.19. Parekh H., Strivanska K.D. *Effect of Avalance Space Charge-Field on the Calculation of Corona Onset Voltage*. IEEE Trans. on Electrical Insulation No.4, 1979, p.181-192.
11.20. Raether H. *Electron Avalance and Breakdown in Gases*. Butterworth, 1964.
11.21. Röckelein R., Krause E.D. *Praxisgerechte Ergebnisaufbereitung bei der Berechnungelelektromagnetischer Felder mit Diskretisierungsverfahren*. Siemens Forsch-u. Entwicklung 12 (1983) Nr.4,p.243-249.
11.22. Sentt I.I., Van der Laan P.C.T., Hosselat L.M. *Shielding proprieties of isolated - phase bussystem*. IEEE Trans. on Pas 102, Nr.7,1982, p.2231-2238.
11.23. Schwarz H.R. *Methode der finiten Elemente*. B.G. Teubner Stuttgart 1984.
11.24. Siemens. *The New Generation of Medium Voltage Switchgear, up to 36 kV*. E 139/1864-101.
11.25. Siemens. *Technische Tabellen. Grössen, Formeln, Begriffe*. Ausgabe 1991.

Capitolul 12

12.1. AEG. *SF_6 - Leistungsschalter mit Federenergeantrieb 72, 5-145 kV*. A 22 V.7. 83/0490 DE.
12.2. AEG. *Niederspannungs - Schaltgeräte Überlastrelais Typ be 627*. Hauptkatalog.
12.3. BBC. *Relais und Schutzeirichtungen Katalog 1975*.
12.4. Fischer A., Wolf S. *Digitale Motor-schutz mit neuartigem thermischem Abbild des Läuferkreis*. Energie u-Atomation 12 (1990) H 5-6, p.36-39.
12.5. Lotheit P. *Elektronische Überstromauslöser für Niederspannungs - Leistungschalter Typ ME der Kurzschlussleistungskategorie P2*. AEG- Mitt. 66 (1978) Nr.6/7, p.259-301.
12.6. Rau G.: *Thermo-Bimetalle und Ihre Anwendung E 139, 500, 360*. Phorzheim.
12.7. Virt W. *Niederspannungsmotorschutz in Mikroprocessortechnik*. ETZ 103 (1982) H.5, P.243-244.
12.8. Siemens. *Elektronische Motorstarter 3 RWI Sikostart*. A 19100 - E 731 - A 237.

Capitolul 13

13.1. Baltensperger P. *Forme et grandeur des surtensions apparaissant lors de la coupure des faibles courants inductifs et capacitifs dans les réseaux haute tension.*

Brown Boveri B.47(1960), nr.4, p.195-224.
13.2. Braun A., Eidinger A. *Des Ausschalten von Kurzschuss-Wechselströmen in Hochspannungsnetzen*. Brown Boveri Mitt. 66(1979), nr.4,p.240-254.
13.3. Hortopan G. *Tehnica impulsului în laboratorul de înaltă tensiune*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1965.
13.4. Kopainsky J., Ruoss E. *Das Ausschalten von kleinen induktiven und kapazitiven Strömen in Hochspannungsnetzen*. Brown Boveri Mitt. 66(1979) nr.4,p.255-261.
13.5. Mayr O. *Aufgaben und Lösungen aus der Theorie der Gasentladungen vor allem des Lichtbogens. Anwendungen elektrischer Rechenanlagen in der Starkstromtechnik*. VDE Verlag Berlin 1958.
13.6. Nasko H. *Nachbildung von Leerlaufenden Leitungen in Hochleistungsprüffeld*. AEG Mitt. 52 (1962) nr.7/8, p.317-324.
13.7. Pouard M. *Le defaut kilométrique* Bull. A/OI nr.10, 1961, p.483-510.
13.8. Pouard M. *Appareillage électrique* ESE nr.171-173, Paris, 1963.
13.9. Ruoss E. *Überspannungen beim Einschalten von Hochspannungengsleitungen*. Brown Boveri Mitt. 66(1979) nr.4, p.262-270.
13.10. Slaameka E. *Das Schalten kleiner Ströme*. AEG Mitt. 47 (1957), p.247-264.
13.11. Slaameka E. *Prüfung von Hochspannungsleistungsschaltern*. Springer Berlin, Heidelberg, New York, 1966.

Capitolul 14

14.1. AEG - *Synchronschalter, Präzision 100 µs*. E 22.05.07/0272.
14.2. Arabadji P. *Synthèse de circuit ayant reponse transitorie donnée*. Thèse Université Catholique Louvain, 1977.
14.3. BBC. *Überspannungsableiter Typ MWL (Metalloxid-Varistor-Widerständen)*. CH-A 129 541 D.
14.4. BBC. *Parafoudre tipe MWL*.
14.5. BBC. *Auslegung und Prüfung der SF_6 - Gas-isolierten Schaltanlage*. CH-A-149310 D.
14.6. Bellm H. *Impulsgenerator mit verteilen Quellen für Sprungantwortmessungen in räumlich ausgedehnten Systemen Jahrensbericht*. T. H. Karlsruhe 1980.
14.7. Bitsch R., Richter F. *Schaltleistungsprüfung eines dreipolig metallgekapselten SF_6 isolierten Leistungschalters*. Siemens Zeitschrift 49(1975) h.11, P.724-732.
14.8. Bonin Eckardt von, Brügger W., Hinterthür H., Kirchesch A. *New Synthetic Test Circuit For High Voltage Circuit Breaker Testing*. CIGRE SC 13,1989.
14.9. Bonin E.,Karrenbauer H.,Leber R. *Le circuit cascade Weil, noveau circuit pour essais synthétique des disjuncteurs a très grande pouvoire de coupure*. Rap.13-06 CIGRE 1970.
14.10. Bradlin F., Feser K., Sutter H. *Eine fahrbare Stossanlage für die Prüfung von gekapselten SF_6 - isolierten Schaltanlagen*. Bull SEV 64(1973) p.113-119.
14.11. Burger V. *Instalation Coordination and Selection of Surge Arrester*. Brown Boveri Revue 66 (1979) p.271-280.
14.12. CEI. Publication 60-2, 60-3. *Techniques des essais à haute tension*. Genève 1976.
14.13. CEI. Publication 282-1, 282-3. *Coupe circuit à fusible haute tension*. Genève 1968, 1970.

14.14. CEI. Publication 427. *Rapport sur les essais synthétiques des disjonteurs à courant alternatif à haute tension*. Genève.
14.15. CEI. Norme Internationale, Publication 56, *Disjoncteurs à courant alternatif à haute tension*. Genève, 1987.
14.16. CEI. Publication 157.1. *Appareillage à basse tension. Disjoncteurs*. Genève, 1973.
14.17. CEI. Publication 158.1. *Appareillage de commande à basse tension. Contacteurs*. Genève, 1971.
14.18. CEI. Publication 71-2. *Coordination de l'isolement. Guide d'application*. Genève, 1976.
14.19. CESI. *Improvement in High Power Synthetic Test Circuit*. Nr.3/1986,p.1-4.
14.20. CIGRE 13-04/82. *Requirements for switching of capacitive current by synthetic methods for breakers without shunt resistor*.
14.21. Damstra C.C., KEMA. *A new synthetic Test Plant at KEMA High Power Laboratory*. Switching Equipment Sydney 29-30 May 1979. Paper presented at Technical Conference of The Institution of Engineers, Australia.
14.22. Eckardt von Bonin. *Erfahrungen mit der gezielten AEG - Schaltung nach Weil - Dobke*. AEG-Mitt. 57(1967) nr.7, p.416-420.
14.23. Feser K. *On-site high-voltage testing of metal-enclosed gas-insulated subtation*. Bull ASE/UCS (1981) Nr.1, p.1-7.
14.24. Gille I.C., Decaulne P., Pélegrin M. *Théorie et calcul des asservissments linéaires*. Dunod, Paris 1971.
14.25. Haefely. *L'équipment des Laboratoires à haute tension*. A 6367 a.
14.26. Hermann W., Ragaller K. *Entwicklungsversuche für Leistungsschalter*. Brown Boveri Mitt. 66 (1979) nr.4, p.281-287.
14.27 Hortopan G. *Compatibilitate electromagnetică. Note de curs*. Institutul Politehnic Bucureşti, 1993.
14.28 Hortopan G. *Tehnica impulsului în laboratorul de înaltă tensiune*. Editura Tehnică, Bucureşti 1964.
14.29. Hortopan G. *Compensarea şunturilor coaxiale*. Electrotehnica 28 (1980) nr.7, p.292-296.
14.30. Hortopan V., Hortopan G. *Şunturi şi divizoare de tensiune*. Editura Tehnică Bucureşti 1978.
14.31. Hortopan G., Vlase O., Niţu S. *Ecranarea electromagnetică în tehnica curenţilor intenşi*. Editura Tehnică, Bucureşti, 1990.
14.32. Kalantarov P.L., Teiltin L.A. *Calculul inductanţelor*. Traducere din limba rusă. Editura Tehnică Bucureşti, 1958.
14.33. Kleijch I. *Circuits of transient recovery voltage in the synthetic tests of terminal short-circuits in high-voltage circuit breakers*. Electrovýzkum 1986 nr. 3-4, p.20-25.
14.34. Kuhnhard G. *Synthetische Prüfungen im Hochspannungs - Hochleistungsprüffeld des IPH.W-T*. Mitt. IPH 1986 nr.26, p.4-10.
14.35. Leber R. *Die Mess-und Prüftechnik in Hochleistungs - Vesuchsfeldern*. AEG- Mitt. 62 (1972) Heft 7, p.4-9.
14.36. Leber R. *Die gezielte AEG- Schaltung nach Weil-Dobke, eine synthetische, mit mehreren Kurzschlussstrom-Halbwelen arbeitende Prüfschaltung fur Hochleistungsschalter*. AEG Mitt. 52 (1962) 7/8, p.297-307.
14.37. Malewski R., Nguyen C., Feser K., Hilten, Kavalius N. *Elimination of the skin*

effect error in heavy-current shunts. IEEE Trans. on PAS vol.PAS-100, nr.3, March 1981, p. 1333-1340.

14.38. M.H. van Erk. *Guarding techniques* Philips T&M News, supplement 10, 13.

14.39. Möller K. *Eine einfache Anordnung zum Messen der Rechteckstoss Wiedergabe von Strom-Messwiderständen kurzer Anstiegzeit*. ETZ-A 89 (1968) nr.17, p. 414-415.

14.40. Möller K. *Hochspannuntechnik I, II Hilfsblätter zur Vorlesung T.H.* Aachen, 1976.

14.41. Moreton G.E. *An advanced development Laboratory for Switching research*. GEC Engineering nr.2, 1984, p. 29-35.

14.42. Moritz G. *Stand und Entwicklingsvorhaben der digitalen Messwertverarbeitung in Hochleistungsprüffeld des IPH*. W.T.M. IPH 25 (1983) p. 11-13.

14.43. Pflaum E. 46 GVA - *Prüfschaltung für die syntethische Prüfung von Hochspannungs - Leistungsschaltern*. Siemens Zeitschrift 46 (1972) H.6, p.415-421.

14.44. Rijanto H. *Ein experimentelles Verfahren zur Bestimmung von Lichtbogenkenngrössen*. Disertation T.H. Hannover, 1975.

14.45. Schörs B. *Synthesse und Bemessungsverfahren zum Entwurf von Schaltungen fur die Prüfung von Hochspannungen - Leistungsschaltern mit vierparametriger Einschwingspannung*. Diss. RWTH Aachen 1986.

14.46. Schwab A. Elektromagnetische Verträglichkeit Springer, Berlin 1990.

14.47. Siemens. Überspannungsschutzgeräte Katalog HG 21-1981.

14.48. Siemens. *Funk-Enstörfilter*. Siemens Datenbuch 1975-1976.

14.49. Siemens. *SIFI - Netzleitungsfilter*. PA 118320.

14.50. Slamecka E. *Synthetische Prüfung von Hochspannungsleistungsschaltern*. ETZ B 101 (1980) H.5, p. 295-299.

14.51. Slamecka E. *Prüfung von Hochspannungsleistungsschaltern*. Springer Verlag Berlin/Heidelberg/New York 1966.

14.52. Strigel R. *Elektrische Stossfestigkeit*. Zweite Auflage Springer Berlin, Göttingen, Heidelberg 1955.